

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**ANÁLISE DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR DURANTE A
EBULIÇÃO NUCLEADA CONFINADA DO HFE7100 UTILI-
ZANDO SUPERFÍCIES NANOESTRUTURADAS**

Tese submetida ao Programa de Pós-graduação
em Engenharia Mecânica da

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

como requisito para obtenção do grau de

DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA

REINALDO RODRIGUES DE SOUZA

FLORIANÓPOLIS, SC – BRASIL
2014

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**ANÁLISE DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR DURANTE A
EBULIÇÃO NUCLEADA CONFINADA DO HFE7100 UTILI-
ZANDO SUPERFÍCIES NANOESTRUTURADAS**

REINALDO RODRIGUES DE SOUZA

Esta tese foi julgada adequada para a obtenção do título de

DOUTOR EM ENGENHARIA

Especialidade em Engenharia Mecânica, Área de Concentração Ciências
Térmicas, sendo aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica

Prof. Júlio César Passos, Dr. – Orientador (Presidente)

Armando Albertazzi Gonçalves Júnior– Coordenador do Programa

BANCA EXAMINADORA

Prof. José Alberto dos Reis Parise, Ph.D. (PUC – Rio -Relator)

Prof. Jurandir Itizo Yanagihara, PhD. – (POLI – USP)

**Prof.^a Jacqueline Biancon Copetti , PhD. – (UNISINOS - São
Leopoldo)**

Prof. Amir Antônio Martins de Oliveira Jr., PhD– UFSC

Prof. Saulo Güths.,Dr. – UFSC

“Um homem precisa viajar. Por sua conta, não por meio de histórias, imagens, livros ou TV. Precisa viajar por si, com seus olhos e pés, para entender o que é seu. Para um dia plantar as suas próprias árvores e dar-lhes valor. Conhecer o frio para desfrutar o calor. E o oposto. Sentir a distância e o desabrigo para estar bem sob o próprio teto. Um homem precisa viajar para lugares que não conhece para quebrar essa arrogância que nos faz ver o mundo como o imaginamos, e não simplesmente como é ou pode ser. Que nos faz professores e doutores do que não vimos, quando deveríamos ser alunos, e simplesmente ir ver”

Amyr Klink

Dedico esse trabalho a minha família,
Aos professores e amigos que fiz
durante essa fase da vida.

AGRADECIMENTOS

À sociedade brasileira que com seu trabalho financiou minha formação profissional.

Ao professor Júlio César Passos por sua orientação e por acreditar na proposta deste trabalho e na minha pessoa.

Aos bolsistas, Virgílio Souza Machado, Yves-Garnard Irilan e Rafael Passarella, pela dedicação durante todas as fases de desenvolvimento desta tese e discussões dos conteúdos abordados aqui.

Ao Aécio Luís Pickler Pacheco pela amizade e auxílio prestado durante as filmagens com a câmera de alta velocidade.

Ao professor Saulo Güths e seu bolsista Alexandre Guesser do Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas da UFSC pela fabricação das resistências do tipo *skin heater* utilizadas nesse trabalho e pelas medidas dos ângulos de contato das superfícies.

Ao Professor Maurício de Campos Porath do Centro de Metrologia e Instrumentação - CMI - CERTI da UFSC pelas medidas de rugosidade dos discos de cobre.

Ao LABMAT e LECHEM da UFSC pelas imagens de Microscopia eletrônica de varredura e Microscopia eletrônica de Efeito de Campo.

A Professora Maria de Fátima Da Silva Verdeaux do Instituto de Física da Universidade de Brasília pelas nanopartículas de maguejita.

A Professora Elaine Maria Cardoso da Universidade estadual de São Paulo, uma grande amiga e colaboradora desse trabalho.

Ao grande amigo e técnico de laboratório André Oliveira por todo o apoio prestado a bancada experimental.

Aos meus amigos Pedro Alvim, Jeferson Diehl, Victor Pigozzo, Luiz Domingos e a todos os demais amigos de Laboratório.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	ix
LISTA DE TABELAS.....	xiii
SIMBOLOGIA.....	xiv
RESUMO.....	xvi
ABSTRACT.....	xviii
 1 INTRODUÇÃO	 1
1.1 OBJETIVOS	3
1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	3
1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO	3
 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	 5
2.1 A CURVA DE EBULIÇÃO.....	5
2.2 O INÍCIO DA EBULIÇÃO	8
2.3 DENSIDADE DE SÍTIOS DE NUCLEAÇÃO	8
2.4 DISTRIBUIÇÃO DE SÍTIOS DE NUCLEAÇÃO	16
2.5 TERMOCAPILARIDADE	17
2.6 MICROCONVECÇÃO	20
2.7 NANOESTRUTURAS.....	20
2.7.1 Ebulição nucleada com nanoestruturas.....	22
2.7.2 Preparação de nanoestruturas	24
2.8 INFLUÊNCIA DO TIPO DE SUPERFÍCIE	26
2.9 TAMANHO E CONCENTRAÇÃO DAS PARTÍCULAS	28
2.10 ÂNGULO DE CONTATO E MOLHABILIDADE.....	29
2.11 FLUXO DE CALOR CRÍTICO.....	31
2.12 CORRELAÇÕES PARA O COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR	33
2.13 EBULIÇÃO NUCLEADA CONFINADA.....	36

2.14	<i>RESUMO</i>	41
3.	APARATO E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	42
3.1	<i>INTRODUÇÃO</i>	42
3.2	<i>DESCRIÇÃO DA BANCADA EXPERIMENTAL</i>	43
3.3	<i>PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL</i>	48
3.4	<i>RUGOSIDADE DA SUPERFÍCIE</i>	51
3.5	<i>ÂNGULO DE CONTATO DOS SUBSTRATOS</i>	52
3.6	<i>ANÁLISES MICROESTRUTURAIS DAS AMOSTRAS</i>	54
3.7	<i>PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DO FLUIDO DE TRABALHO</i>	60
3.8	<i>SISTEMA DE VISUALIZAÇÃO</i>	61
3.9	<i>INCERTEZAS EXPERIMENTAIS</i>	63
3.10	<i>ANÁLISES DE REPRODUTIBILIDADE NOS RESULTADOS</i> 64	
4.	RESULTADOS EXPERIMENTAIS	67
4.1	<i>INTRODUÇÃO</i>	67
4.2	<i>ANÁLISE DAS CURVAS PARCIAIS DE EBULIÇÃO</i>	67
4.3	<i>COMPARAÇÃO DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR COM CORRELAÇÕES PARA EBULIÇÃO NUCLEADA</i> 94	
4.4	<i>ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA DENSIDADE DE SÍTIOS DE NUCLEAÇÃO NA EBULIÇÃO</i>	101
5.	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	107
6.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	114
	APÊNDICE A	127
A.	<i>1 - ANÁLISE DAS INCERTEZAS EXPERIMENTAIS</i>	127
A.	<i>2 - Incertezas na potência fornecida</i>	127

A. 3 - Incertezas na diferença de temperatura	129
A. 4 - Incerteza nas temperaturas medidas	129
A. 5 - Incerteza no transdutor de pressão.....	133
A. 6 - Incertezas para o coeficiente de transferência de calor....	134
APÊNDICE B	141
B.1 - Artigos completos publicados em periódicos	141
<i>B.2 - Artigos completos publicados em anais de eventos.....</i>	<i>141</i>
<i>B.3 Artigos resumo publicados em anais de eventos.....</i>	<i>141</i>

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Curva de ebulição de Nukiyama (1934).....	5
Figura 2.2 - Representação esquemática dos regimes da curva de ebulição, Dhir (1998).	6
Figura 2.3 - Critério de Hsu para determinar o tamanho máximo e mínimo de uma cavidade de nucleação para determinado superaquecimento. Adaptado de Zou (2010).	10
Figura 2.4 – Esquema representando as diferentes fases de desenvolvimento de bolhas de vapor para diferentes cavidades. (a) contendo vapor na cavidade ou líquido. (b) cavidade ativada ou cavidade sob influência da bolha maior. (c) fases de desenvolvimento da ebulição. (adaptado de Bernardin e Mudawar, 2002).	17
Figura 2.5 - Correntes de Marangoni ao redor de uma bolha de vapor. 18	
Figura 2.6 - Princípio de sucção de líquido e escape de vapor entre partículas depositadas sobre uma superfície aquecida (adaptado de Xianbing Ji <i>et al.</i> 2013).	19
Figura 2. 7 - Curvas de ebulição para superfícies lisas e rugosas e com deposição de nanopartículas (Heitich, 2012).	23
Figura 2. 8 - Processo típico de <i>Sputtering</i> (Adaptado de Materials Processing Handbook, editado por Groza <i>et al.</i> 2007).	25
Figura 2. 9 - Ilustração da medida do ângulo de contato.	30
Figura 2. 10 - Modelo de secagem da microcamada de Haramura e Katto (1983).	32
Figura 2.11 - Ilustração representativa do crescimento de uma bolha de vapor: (a) em espaço não confinado e (b) em espaço confinado.....	36
Figura 3.1 - Esquema do aparato experimental.	43
Figura 3.2 – Esquema da câmara de ebulição.	44
Figura 3.3 - a) Posicionamento dos termopares sobre a seção de teste, b) resistência elétrica do tipo “ <i>skin heater</i> ”	45
Figura 3.4 - Esquema da montagem da seção de teste. 1) disco de cobre; 2) resistência elétrica; 3) e 4) furos de passagem para os cabos; 5) suporte de PVC.	46
Figura 3.5 - Vista explodida da seção de teste e elemento confinador. 46	
Figura 3.6 - Detalhe da câmara de ebulição com o elemento confinador.	47
Figura 3.7 - Preparação das nanoestruturas. a) adição de nanopartículas ao fluido base, b) nanofluido a concentração desejada, c) revestimento das nanoestruturas.	50
Figura 3.8 – (a) Determinação de R_a ; (b) determinação de R_p	52

Figura 3. 9 - Resultados do ensaio de molhabilidade para os substratos.	53
Figura 3. 10 - Análises de microscopia eletrônica de varredura para o substrato liso de cobre.	54
Figura 3. 11 - Análises de microscopia eletrônica de varredura para o substrato rugoso de cobre.	54
Figura 3. 12 - Análise química dos substratos antes da deposição de nanopartículas.	55
Figura 3. 13 - Análises de microscopia eletrônica de varredura para o substrato rugoso com deposição de maguemita (10nm de diâmetro).	56
Figura 3. 14 - Análise química do substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro.	56
Figura 3. 15 - Análises de microscopia eletrônica de varredura para o substrato liso com deposição de maguemita (10nm de diâmetro).	57
Figura 3. 16 - Análise química do substrato liso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro.	57
Figura 3. 17 - Análises de FEG para o substrato rugoso com deposição de maguemita (80nm de diâmetro).	58
Figura 3. 18 - Análise química do substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.	59
Figura 3. 19 - Análises de FEG para o substrato liso com deposição de maguemita (80nm de diâmetro).	59
Figura 3. 20 - Análise química do substrato liso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.	60
Figura 3. 21 - Esquema geral de iluminação da bancada experimental (Fonte: Rainho Neto, 2011 e Heitich, 2012a).	62
Figura 3. 22 - Análise de reprodutibilidade dos resultados experimentais.	65
Figura 4. 1 - Coeficiente de transferência de calor em função do fluxo de calor para o substrato rugoso ($R_a = 0,168\text{nm}$) com e sem deposição de nanopartículas.	68
Figura 4. 2 - Esquema ilustrativo mostrando a deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro sobre uma superfície com rugosidade elevada.	69
Figura 4. 3 - Substratos rugosos para $q''=20 \text{ kW/m}^2$. (a) Substrato Rugoso sem revestimento. (b) Substrato Rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro.(c) Substrato Rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.	71
Figura 4. 4 - Esquema ilustrativo mostrando a deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro sobre uma superfície com rugosidade de mesma ordem de grandeza.	72

Figura 4. 5 - Coeficiente de transferência de calor em função do fluxo de calor para os substratos lisos.....	73
Figura 4. 6 - Substratos Lisos sem revestimento e com deposição de nanopartículas. a) Substrato Liso sem revestimento de nanopartículas. b) Utilizando deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro. c) Utilizando deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.	74
Figura 4. 7 - Curvas parciais de ebulição para todos os substratos lisos e rugosos, com e sem deposição de nanopartículas de 10 e 80nm.....	76
Figura 4. 8 - Relações distintas entre rugosidade e tamanho de nanopartículas depositadas.....	76
Figura 4. 9 - Relações de proximidade entre rugosidade e tamanho de nanopartículas depositadas.....	77
Figura 4. 10 - Coeficiente de transferência de calor em função do fluxo de calor para os substratos rugosos e confinamento de 0,1mm.....	78
Figura 4. 11 - Coeficiente de transferência de calor em função do fluxo de calor para os substratos lisos e confinamento de 0,1mm.....	81
Figura 4. 12 - Substratos Lisos para $s=0,1\text{mm}$ e fluxo de calor de 40kW/m^2 . a) Superfície sem deposição. b) Superfície revestida com maguemitá de 10nm. c) Superfície revestida com maguemitá de 80nm.	82
Figura 4. 13 - Curvas parciais de ebulição para todos os substratos lisos e rugosos, com e sem deposição de nanopartículas de 10 e 80nm e confinamento de 0,1mm.....	83
Figura 4. 14 -Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato rugoso sem deposição de nanopartículas.	85
Figura 4. 15 - Ilustrações dos níveis de confinamento estudados na pesquisa.....	85
Figura 4. 16 -Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato liso sem deposição de nanopartículas.	87
Figura 4. 17 - Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro.....	88
Figura 4. 18 - Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.....	90
Figura 4. 19 - Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato liso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro.....	91

Figura 4. 20 - Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato liso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.....	92
Figura 4. 21 – Efeito do nível de confinamento para o substrato Liso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro e fluxo de calor de 40kW/m². a) s=0,1mm. b) s=0,3mm. c) s=1,0mm.....	93
Figura 4. 22 – Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato rugoso com aqueles calculados por correlações.	95
Figura 4. 23 – Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato liso com aqueles calculados por correlações disponíveis na literatura.	96
Figura 4. 24 – Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato liso com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro com aqueles calculados por correlações.....	97
Figura 4. 25 – Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato rugoso com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro com aqueles calculados por correlações.....	98
Figura 4. 26 – Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato liso com deposição de maguemita de 80nm de diâmetro com aqueles calculados por correlações.....	99
Figura 4. 27 – Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato rugoso com deposição de maguemita de 80nm de diâmetro com aqueles calculados por correlações.....	100
Figura 4. 28 – Densidade de sítios de nucleação em função do fluxo de calor para os substratos lisos e rugosos utilizando o modelo de Wallis (1969).....	102
Figura 4. 29 – Densidade de sítios de nucleação em função do fluxo de calor para os substratos lisos e rugosos utilizando o modelo de Kolev (2006).....	103
Figura 4. 30 – Densidade de sítios de nucleação em função do raio de cavidade crítico para os substratos lisos e rugosos utilizando o modelo de Wallis (1969).....	104
Figura 4. 31 – Densidade de sítios de nucleação em função do raio de cavidade crítico para os substratos lisos e rugosos utilizando o modelo de Kolev (2006).....	105

Figura A. 1 - Tendência para os termopares do tipo E utilizados na seção de teste.	130
Figura A. 2 - Repetitividade para os termopares utilizados na seção de teste.	131
Figura A. 3 - Erro máximo $T_d + R_e$ dos termopares utilizados na seção de teste.	132
Figura A. 4 - Erro máximo $T_d - R_e$ dos termopares utilizados na seção de teste.	132
Figura A. 5 - Calibração do transdutor de pressão absoluto.	134

LISTA DE TABELAS

Tabela. 1 - Tipos de superfícies estudadas.	49
Tabela. 2 Medidas de rugosidades dos substratos.	52
Tabela. 3 - Propriedades do HFE7100 à pressão atmosférica e temperatura de saturação.	61
Tabela. 4 - Incertezas experimentais para o h	64
Tabela. 5 - Valores de temperatura dos termopares sobre a seção de teste.	65
Tabela 6. Valores do número de Bond para os diferentes graus de confinamento, s , estudados.	67
Tabela. 7 - Efeito do confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor para os substratos rugosos para diferentes fluxos de calor.	80
Tabela. 8 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato rugoso sem deposição de nanopartículas.	95
Tabela. 9 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato liso sem deposição de nanopartículas.	96
Tabela. 10 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato liso com deposição de nanopartículas de 10nm.	98
Tabela. 11 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm.	98
Tabela. 12 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato liso com deposição de nanopartículas de 80nm.	100
Tabela. 13 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm.	100
Tabela 14 – Calibração do transdutor absoluto.	133
Tabela 15 – Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície lisa.	135
Tabela 16 – Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície rugosa.	136
Tabela 17 – Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície lisa com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro....	137
Tabela 18 – Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície rugosa com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro.	138
Tabela 19 – Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície lisa com deposição de maguemita de 80nm de diâmetro....	139
Tabela 20 – Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície rugosa com deposição de maguemita de 80nm de diâmetro.	140

SIMBOLOGIA

Alfabeto Latino:

Símbolo	Definição	Unidade
A_d	área do disco	[m ²]
Bo	número de Bond	[-]
c_{pl}	calor específico, à pressão constante do líquido	[kJ/kgK]
C_{sf}	coeficiente de interação superfície líquido do modelo de Rohsenow (1962)	[-]
d	diâmetro da superfície aquecida ou da bolha	[m]
d_p	diâmetro de nanopartícula	[nm]
D	diâmetro do disco	[m]
D_c	diâmetro de cavidade ativa	[m]
D_s	diâmetro da maior cavidade da superfície aquecida	[m]
g	aceleração da gravidade	[m/s ²]
h	coeficiente de transferência de calor por ebulição ou convecção	[kW/m ² °C]
h_{lv}	calor latente de vaporização	[kJ/kg]
Ja	número de Jakob	[-]
k_l	condutividade térmica do líquido	[W/mK]
L	comprimento capilar	[m]
m	expoente de rugosidade	[-]
M	peso molecular	[kg/kmol]
n	expoente correlação Kolev (2006)	[-]
Na	número de sítios de nucleação por área	[sítios/ m ²]
p	pressão	[Pa]
P	potência	[W]
Pr_l	número de Prandtl do líquido	[-]
Q	calor fornecido	[W]
q''	fluxo de calor	[kW/m ²]
r	raio característico da cavidade	[m]
r_{crit}	raio de cavidade crítico	[m]
R	resistência elétrica	[Ω]
R_a	rugosidade média da superfície dos valores das ordenadas	[μm]
R_p	rugosidade da superfície pela profundidade de	[μm]

	alisamento	
s	distância de confinamento	[mm]
T_{crit}	temperatura crítica	[°C]
T_p	temperatura da superfície	[°C]
T_{sat}	temperatura de saturação do fluido	[°C]
T_{∞}	temperatura distante da parede	[°C]
t	tempo	[s]
U	tensão	[V]

Alfabeto Grego:

Símbolo	Definição	Unidade
β	parâmetro do modelo de Klev (2006)	[-]
γ	parâmetro de interação superfície-líquido	[-]
θ	ângulo de contato	[°]
Θ	parâmetro de rugosidade adimensional	[-]
ρ_l	massa específica do líquido	[kg/m ³]
ρ_v	massa específica do vapor	[kg/m ³]
σ	tensão superficial	[N/m]
μ_l	viscosidade do líquido	[kg/ms]
α	difusividade térmica	[m ² /s]
Δp	diferença de pressão	[Pa]
ΔT	diferença de temperatura (parede e de saturação)	[°C]
ΔT_{sat}	diferença de temperatura (líquido e saturação)	[°C]
δ	incerteza	[-]
ϕ	ângulo cônico de cavidade	[°]
δ_c	altura da camada limite	[m]
δ_t	razão entre k_l/h	[m]

Índices Subscritos

a	avanço
Bo	de Borishanski (1969)
$calc$	calculado
$Cooper$	de Cooper (1984)
$crit$	crítico
d	disco
exp	experimental

<i>fluido</i>	fluido
<i>líq</i>	líquido
<i>máx</i>	máximo
<i>p</i>	parede
<i>r</i>	reduzida
<i>rc</i>	recuo
<i>Rohs</i>	de Rohsenow (1962)
<i>SA</i>	de Stephan e Abdelsalam (1980)
<i>sat</i>	saturação
<i>sub</i>	subresfriado
<i>total</i>	total
<i>v</i>	vapor
<i>w</i>	dissipada

Siglas

CERTI	Centro de Referência em Tecnologias Inovadoras
FCC	Fluxo de Calor Crítico
FEG	Microscópio Eletrônico de Varredura de Efeito de Campo
LEPTEN	Laboratórios de Engenharia de Processos de Conversão e Tecnologia de Energia
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
SI	Sistema Internacional de Unidades
SIP	Parâmetro de Interação de Superfície

RESUMO

Na área de ciências térmicas, a perspectiva favorável de se utilizar superfícies nanoestruturadas em sistemas térmicos visando a intensificação do coeficiente de transferência de calor durante o processo de ebulição tem motivado muitas pesquisas. Uma motivação prática tem sido a tendência da indústria em produzir equipamentos compactos e miniaturizados, em particular na área de microeletrônica e de micro refrigeração permitindo operar com menor volume de fluido e menor consumo de energia.

Neste estudo, foi investigado o efeito da deposição de nanopartículas de maguemita (γ - Fe_2O_3) sobre uma superfície horizontal aquecida de cobre durante a ebulição nucleada do HFE7100, à pressão atmosférica e temperatura de saturação, utilizando-se dois diâmetros de nanopartículas (10nm e 80nm). O objetivo principal do trabalho é avaliar as alterações do coeficiente de transferência de calor para dois substratos com rugosidades distintas ($R_a=22\text{nm}$ e $R_a=168\text{nm}$) e quatro superfícies preparadas a partir destes com a deposição de nanopartículas. As restrições de volume foram avaliadas para três níveis de confinamento.

Pretende-se mostrar que o coeficiente de transferência de calor não é uma função exclusiva dos diferentes níveis de rugosidade das superfícies testadas, mas que depende essencialmente do número de sítios de nucleação que podem ser ativados ou não sobre a superfície aquecida. Os resultados obtidos experimentalmente mostram um alto coeficiente de transferência de calor para a superfície mais rugosa revestida com nanopartículas menores, situação em que se tem a maior densidade de sítios de nucleação ativos sobre a superfície aquecida. Uma redução acentuada na transferência de calor foi observada para o substrato liso com deposição de nanopartículas menores, caso em que se tem a maior resistência térmica para a nucleação e a menor densidade de sítios ativos superficialmente.

Palavras-chave: ebulição nucleada confinada, nanoestruturas, rugosidade, densidade de sítios de nucleação.

ABSTRACT

The favorable perspective of using nanostructured surfaces in thermal systems to improve the heat transfer coefficient during the boiling process has attracted the attention of many researchers. The main motivation has been the industrial trend toward producing compact and miniaturized equipment, in particular in the area of microelectronics and micro cooling, allowing systems to operate with less fluid volume and lower power consumption.

In this study, the effect of the deposition of maghemite nanoparticles (γ -Fe₂O₃) on a heated copper horizontal surface during nucleate boiling of HFE7100 was investigated, at atmospheric pressure and saturation temperature, using nanoparticles with two different diameters (10nm and 80nm). The main objective was to evaluate the changes in the heat transfer coefficient for two substrates with different roughness values ($R_a = 22\text{nm}$ and 168nm) and the nanoparticle deposition. Also, three different gap sizes were analyzed.

Results show that the heat transfer coefficient is not an exclusive function of the different roughness levels of the heated surfaces tested in this study, but that it is essentially dependent on the number of nucleation sites that can be activated on the heated surface. The experimental results obtained in this study showed a higher heat transfer coefficient for the rough surface with the deposition of smaller nanoparticles, which had the highest density of active nucleation sites on the heated surface. A considerable decrease in the heat transfer was observed for the smooth surface with the deposition of smaller nanoparticles, which had the highest thermal resistance to the nucleation and lowest density of active sites on the heated surface.

Keywords: Confined nucleate boiling; Nanostructures; Roughness, Density of nucleation sites

1 INTRODUÇÃO

A revolução industrial iniciada no Reino Unido em meados do século XVIII substituiu a forma de produção artesanal e manual pelas máquinas transformando o meio econômico e social das pessoas. Dois séculos depois, uma nova revolução tecnológica avançaria sem que pudéssemos compreender as mudanças constantemente anunciadas. O crescimento sem precedentes dos meios de comunicação e de novos dispositivos eletrônicos como o computador, por exemplo, mudaram nossa relação com o mundo. Essas tecnologias invadiram locais de trabalho, escolas, lares, etc. O avanço dessas tecnologias foi sendo lapidado rapidamente, e, logo, tornou-se consenso entre seus criadores a necessidade de miniaturização dos dispositivos aliada ao aumento de velocidade de processamento.

O esforço para produzir equipamentos compactos e miniaturizados trouxe à tona os problemas relacionados à dissipação térmica, presentes na maior parte dos produtos, principalmente, os que possuem microprocessadores que requerem controle de temperatura a fim de garantirem sua integridade física e funcionamento perfeitos.

A busca por soluções eficientes e adequadas fez da análise da transferência de calor por ebulição um assunto de interesse tecnológico amplamente difundido e estudado pela comunidade científica mundial devido à sua elevada capacidade de remoção de calor de superfícies aquecidas. Nas últimas cinco décadas foram estabelecidos modelos e correlações para o caso da ebulição nucleada para os distintos mecanismos de ebulição. Apesar dos esforços, sua complexidade tem feito do fenômeno algo ainda pouco conhecido, fazendo parte das denominadas “ciências pouco seguras”, Jabardo (2008).

Os primeiros avanços nas pesquisas sobre o processo de ebulição ocorreram através dos estudos para aplicações da área nuclear. A atividade neutrônica em um reator nuclear libera energia com altos fluxos de calor que devem ser removidos por um fluido refrigerante circulante. Sendo assim, a indústria nuclear tornou-se uma importante aliada na produção de energia em muitos países, tendo sua importância na composição da matriz energética mundial passado de 0,9 %, em 1973, para 6,5%, em 2004 (EPE, 2007). Em 2004 o mundo consumiu 12 Gtep de energia, o dobro do que consumiu em 1973.

Mais tarde, com o surgimento dos meios de comunicações que se guiam via satélite, a demanda por circuitos térmicos mais confiáveis e potentes por longos períodos de tempo, capazes de manter os satélites

em condições ótimas de temperatura e operação se tornou cada vez mais necessária.

Outra área importante que tem tido problemas de dissipação de elevados fluxos de calor é a área de dispositivos ópticos. Lasers, raios X de alta energia e fibras ópticas, como destacaram Das *et al.* (2007).

Os recentes avanços que vêm sendo obtidos para o entendimento do regime de ebulição nucleada com a utilização de nanoestruturas é um dos principais motivadores desse trabalho. Vários estudos têm mostrado que a transferência de calor utilizando superfícies nanoestruturadas tem possibilitado um aumento do fluxo de calor crítico. Como ressaltaram Buongiorno (2006); Buongiorno *et al.* (2008), uma vez que o fluxo de calor crítico é o limite superior da ebulição nucleada, seu aumento oferece um avanço na capacidade de resfriamento em sistemas térmicos que se utilizam da transferência de calor por ebulição.

Estudar diferentes mecanismos hidrodinâmicos durante o regime de nucleação é algo complexo. Por esse motivo, existe uma série de modelos que podem ser facilmente encontrados na literatura para explicar alguns desses mecanismos (Rohsenow, 1962; Haramura e Katto, 1983; Cooper, 1984). Um dos objetos de estudos de numerosos pesquisadores relaciona a taxa de evaporação de uma fina camada de líquido superaquecido que se forma entre a base da bolha vapor e a superfície aquecida durante o crescimento das mesmas, como sendo o principal mecanismo responsável pelo aumento da transferência de calor, Souza *et al.* (2013). Moore e Mesler (1961) foram pioneiros neste estudo. Mais tarde, Sernas e Hooper (1969) mediante observações inferiram a presença dessa película líquida ao observarem o crescimento das bolhas de vapor sobre uma superfície aquecida.

O entendimento dos mecanismos que regem o regime de ebulição nucleada requer o aprimoramento de técnicas de medição e observação que se beneficiaram, recentemente, de avanços tecnológicos quanto à miniaturização de dispositivos que combinam microeletrônica com aperfeiçoamentos no tratamento e análise de superfícies aliados a técnicas de visualização por meio de câmeras digitais de alta velocidade. De forma resumida, é como se estivéssemos a revisitar, com novas técnicas, antigos problemas clássicos, vários deles ligados a problemas fundamentais como nos trabalhos de Hsu (1962) e Barthau (1992) sobre a nucleação. Dentre esses mecanismos podem ser citados: medidas de frequência e diâmetro de partida de bolhas, influência da coalescência, ângulo de contato e molhabilidade, tipo de superfície e rugosidade utilizadas, entre outros.

1.1 OBJETIVOS

Avaliar o efeito da utilização de nanopartículas revestindo um substrato durante a transferência de calor por ebulição é o principal objetivo deste trabalho. Frente a isso, algumas questões levantadas pela comunidade científica merecem atenção, tais como: qual é a influência do revestimento de nanopartículas sobre a superfície para o regime de ebulição?; como explicar o aumento do fluxo de calor crítico com este revestimento?; como aumentar o coeficiente de transferência de calor?; como a razão entre a rugosidade de superfície e o diâmetro das nanopartículas depositadas afeta a transferência de calor?

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Analisar o efeito da relação entre a rugosidade da superfície e o tamanho das nanopartículas depositadas sobre o coeficiente de transferência de calor.
- Estudar a influência simultânea de superfícies nanoestruturadas e do grau de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor.

1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO

Este trabalho está apresentado na ordem mostrada a seguir.

No capítulo 2, é apresentada uma revisão bibliográfica sobre as principais características do fenômeno de ebulição e as variáveis que influenciam o coeficiente de transferência de calor por ebulição. Uma síntese dos principais resultados envolvendo a utilização de nanopartículas e sua influência no regime de ebulição nucleada é feita.

No capítulo 3, é feita uma descrição detalhada da bancada experimental e das seções de teste. É apresentado o modo de preparação dos nanofluidos utilizados para a preparação dos substratos nanoestruturados. É mostrado em detalhes o procedimento experimental adotado para a obtenção dos resultados experimentais. São apresentadas análises microestruturais através de microscopia eletrônica das nanoestruturas utilizadas.

No capítulo 4, são apresentados e discutidos os resultados obtidos experimentalmente para o coeficiente de transferência de calor. A exposição dos resultados segue uma linha de raciocínio que considera a razão entre rugosidade de superfície e tamanho de nanopartículas depositadas, efeito do confinamento para todas as situações propostas, iniciando com o estudo de um confinamento fixo e em seguida variando o nível de confinamento para cada seção de teste. Na sequência, apresenta-se uma discussão dos resultados obtidos experimentalmente para o coeficiente de transferência de calor por ebulição e aqueles calculados utilizando duas correlações comumente encontradas na literatura para o regime de ebulição nucleada. Por fim, para explicar os coeficientes de transferência de calor obtidos neste trabalho, utilizaram-se os resultados experimentais em modelos que predizem comportamento para o número de densidade de sítios de nucleação e raio de cavidade crítico para uma superfície aquecida sujeita ao regime de ebulição nucleada.

No capítulo 5, são apresentadas, de maneira resumida, as principais conclusões desse trabalho e recomendações para novas pesquisas.

No Apêndice A é apresentada a análise das incertezas experimentais.

No Apêndice B as produções realizadas durante o desenvolvimento da tese.

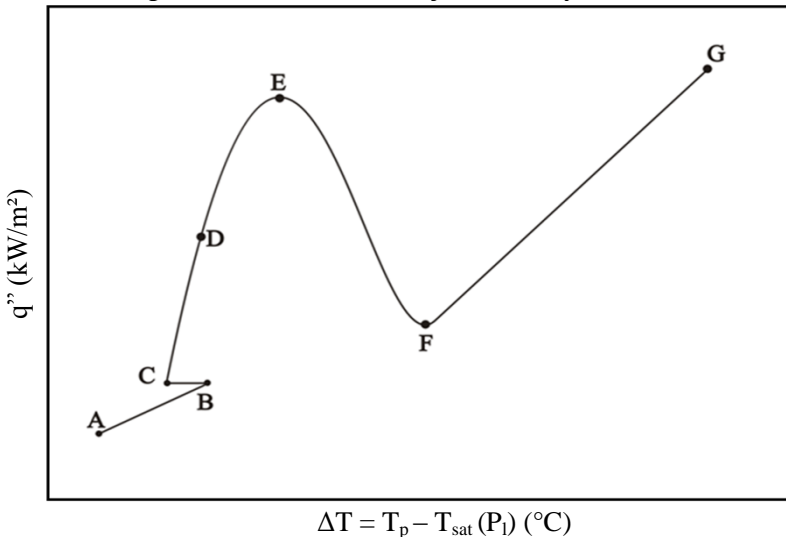
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo, é feito um levantamento dos principais mecanismos que podem influenciar a transferência de calor durante o regime de ebulição nucleada saturada, com a utilização de superfícies nanoestruturadas e sob condições de confinamento ou não. Os principais parâmetros que afetam a transferência de calor durante a ebulição serão listados e discutidos, tais como a frequência de partida de bolhas, o ângulo de contato e a molhabilidade, a rugosidade da superfície, a densidade de sítios de nucleação. Também serão revistos os mecanismos associados à microconvecção e a termocapilaridade, além do efeito da adição de nanopartículas sobre a superfície de aquecimento. Uma breve descrição da curva de ebulição de Nukiyama (1934) e os estudos mais recentes envolvendo superfícies nanoestruturadas serão abordados.

2.1 A CURVA DE EBULIÇÃO

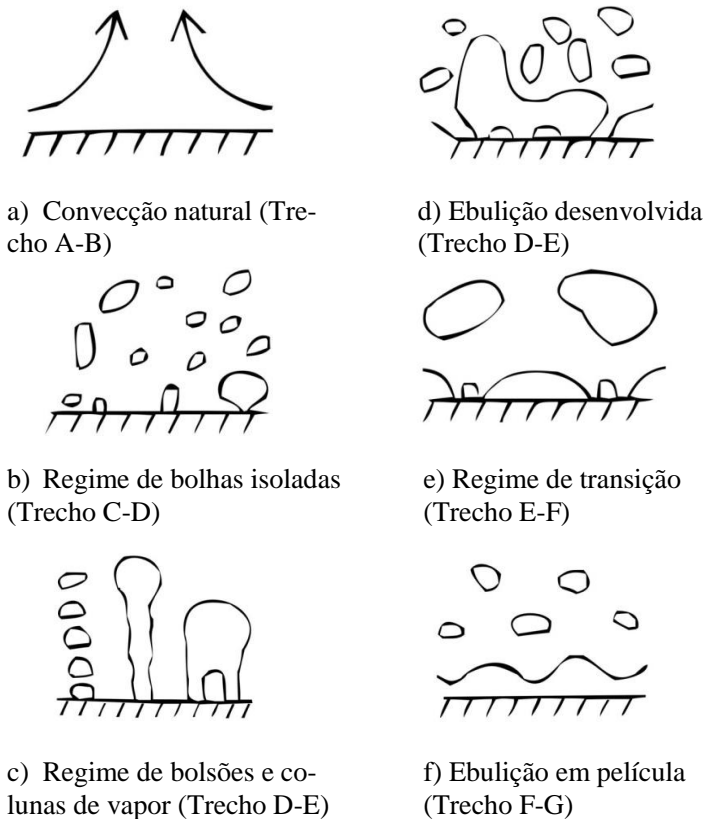
Apresentada por Nukiyama em 1934, a curva de ebulição como ficou conhecida ou curva de Nukiyama, surge da união dos pontos experimentais representativos do fluxo de calor e da diferença entre as temperaturas ($T_p - T_{sat}$) da parede aquecida e a temperatura de saturação, ou ponto de ebulição, à pressão do sistema.

Figura 2.1 - Curva de ebulição de Nukiyama (1934).



As diferentes regiões da curva permitem uma associação simplificada com o regime de ebulição em questão, conforme mostrado na Figura 2.1. Mesmo tendo sido obtida para a água à pressão de 1 atm e fluxo de calor imposto, tendências similares caracterizam o comportamento de outros fluidos (Incropera e DeWitt, 2002). Uma descrição esquemática caracterizando os diferentes regimes de ebulição a partir de imagens é apresentada na Figura 2.2.

Figura 2.2- Representação esquemática dos regimes da curva de ebulição, Dhir (1998).



Considerando como sistema termodinâmico um líquido à T_{sat} , em repouso, assim que se fornece calor, no trecho AB, Figura 2.1, os níveis de superaquecimento da superfície ainda são baixos e insuficientes para

ativar os sítios de nucleação e produzir as primeiras bolhas de vapor. Essa etapa inicial é dominada pelas correntes de convecção livre, que resultam das forças de empuxo de origem gravitacional, em que o líquido mais quente, em movimento ascendente, realiza o transporte de calor e de massa da superfície quente para regiões mais afastadas ao mesmo tempo em que permite o acesso de líquido mais frio, possibilitando, assim, a continuidade do processo de resfriamento.

A região capaz de alcançar fluxos de calor elevados com pequenas diferenças de temperatura ($T_p - T_{sat}$), ou superaquecimento, corresponde ao regime de ebulição nucleada, trecho representado pelo caminho CE mostrado na Figura 2.1. Essa região pode ser dividida em dois sub-regimes. O primeiro corresponde à região de baixos fluxos de calor (trecho CD) no qual as bolhas de vapor podem ser vistas isoladamente. Na região de bolhas isoladas, é possível distinguir, a olho nu, principalmente quando o fluxo de calor está próximo do ponto C, bolhas individualizadas em diversos pontos sobre a superfície aquecida. À medida que se aumenta o fluxo de calor, a tendência é que ocorra a interação entre bolhas vizinhas ou com aquelas que já se desprenderam da superfície. Em outras palavras, o segundo sub-regime (trecho DE) é caracterizado pela presença de bolhas maiores e coalescidas em forma de cogumelos (ver Carey, 1992).

Assim que a ebulição é iniciada, com a nucleação das primeiras bolhas no ponto C, os sítios de nucleação permanecerão ativados mesmo para fluxos de calor menores do que aqueles exigidos para promover o início da ebulição no ponto C. Assim, o fluxo de calor pode ser diminuído abaixo do ponto C sem que os sítios de nucleação sejam desativados, até se atingir o segmento A-B, caracterizando o fenômeno de histerese na ebulição nucleada.

O regime de transição, trecho EF da Figura 2.1 é caracterizado pela intermitência dos regimes de ebulição nucleada e de ebulição em película. À medida que o fluxo de calor se aproxima do fluxo de calor crítico, limite de máximo fluxo de calor para o regime de ebulição nucleada, a formação das bolhas é tão intensa que dificulta hidrodinamicamente o escoamento do líquido para a região ocupada pelas bolhas e, em consequência, pode ocorrer secagem local da parede. Conforme pode ser observado na Figura 2.1, o fluxo de calor decresce com o aumento de ΔT e, consequentemente, o coeficiente de transferência de calor. Isto se deve à baixa condutividade térmica do vapor em relação à do líquido. Essa região de transição se caracteriza pela formação de uma película de vapor instável e irregular sobre a superfície aquecida. Segundo Carey (1992), o regime de transição é tipicamente caracterizado

por rápidas e severas flutuações na superfície local dependendo das condições de fluxo de calor e/ou temperaturas impostas inicialmente.

O regime de ebulição em película, trecho FG da Figura 2.1, é caracterizado por uma película de interface ondulada e contínua de vapor sobre a superfície. Esse regime se estabelece mediante a instabilidades hidrodinâmicas as quais recebem o nome de Instabilidades de Taylor, responsável pela interface ondulada presente na superfície.

2.2 O INÍCIO DA EBULIÇÃO

O início da ebulição depende de um superaquecimento mínimo, ΔT , cujo valor depende do tipo de superfície, do tipo de cavidade, do ângulo de contato e da quantidade de gás ou vapor aprisionados na cavidade, Zuber (1959).

O mínimo superaquecimento do fluido necessário para o início da ebulição, $\Delta T_{sat} = T_{liq} - T_{sat}$, é dado por, conforme Carey (1992):

$$\Delta T_{sat} \geq \frac{2\sigma T_{sat}}{r\rho_v h_{lv}} \quad (2.1)$$

no qual, σ , T_{sat} , ρ_v , h_{lv} e r representam, respectivamente, a tensão superficial, a temperatura de saturação do fluido, a massa específica do vapor, o calor latente de vaporização e o raio característico da cavidade. A equação 2.1 representa o grau de superaquecimento mínimo que a superfície deve atingir, para que ocorra o surgimento dos primeiros embriões de vapor que crescerão originando uma bolha de vapor que, posteriormente, se desprenderá da superfície aquecida. No limite, com o raio do embrião de vapor ou gás tendendo a zero tem-se um superaquecimento teoricamente infinito. De fato, cavidades idealmente lisas conduzem a uma situação de nucleação heterogênea muito similar à condição de nucleação homogênea, conforme discutido em Carey (1992).

2.3 DENSIDADE DE SÍTIOS DE NUCLEAÇÃO

Os efeitos da microestrutura da superfície de aquecimento durante a transferência de calor em regime de ebulição nucleada têm chamado a atenção da comunidade científica desde os trabalhos pioneiros sobre o fenômeno, iniciados na década de trinta do século passado, Jabardo (2009). A ativação das cavidades presentes nas superfícies de aquecimento foi um dos primeiros mecanismos associados às alterações nos valores obtidos para a taxa de transferência de calor. Esses resultados

levaram os pesquisadores a relacionar a população de bolhas à taxa de transferência de calor, Corty e Foust (1955).

Ainda segundo Jabardo (2009), a literatura aborda os efeitos da estrutura da superfície sob dois pontos de vista: no primeiro, a análise da transferência de calor é feita enfocando os efeitos de rugosidade da superfície; no segundo, a microestrutura da superfície é relacionada à densidade de sítios de nucleação ativos. O enfoque dado pelas pesquisas é bastante natural, pois é sabido que o número de cavidades ativas de uma superfície tende a aumentar com o aumento da rugosidade. No entanto, há um limite em que o aumento da rugosidade não altera mais a transferência de calor. Pioro *et al.* (2004) sugerem que superfícies muito rugosas apresentam grandes cavidades que podem ser facilmente preenchidas por líquido, como resultado, podem deixar de atuar como sítios ativos.

A formação de uma bolha de vapor e ativação dos sítios de nucleação depende de certos parâmetros para ocorrerem. Em seu modelo, Hsu (1962) aborda as condições necessárias para a nucleação heterogênea de uma bolha.

Modelo de Hsu (1962)

A análise que se segue é baseada no modelo semi-teórico de Hsu (1962) que considera os equilíbrios estático e termodinâmico para as etapas de desenvolvimento das bolhas de vapor. Primeiramente, antes do início do seu crescimento, a bolha, encontra-se em uma condição de equilíbrio termoestático. A equação de equilíbrio estático para uma bolha esférica de vapor é dada pela equação de Laplace:

$$\Delta p = \frac{2\sigma}{r} \quad (2.2)$$

onde, Δp representa a diferença entre a pressão de vapor, no interior da bolha, e a pressão do líquido, na parte exterior a bolha, σ , a tensão superficial e r , o raio da bolha.

Na sequência o modelo considera a relação de equilíbrio termodinâmico, durante a mudança de fase líquido-vapor, que é obtida a partir da equação de Clausius-Claperyon, ver Carey (1992), aproximada aqui por:

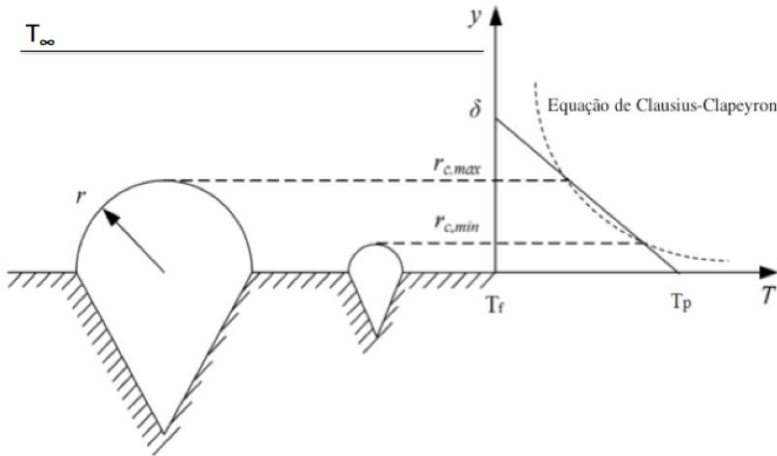
$$\Delta p \simeq \frac{\Delta T h_{lv}}{\left[\left(\frac{1}{\rho_v} \right) - \left(\frac{1}{\rho_l} \right) \right] T_{sat}} \quad (2.3)$$

onde ΔT representa a diferença entre as temperaturas de parede e de saturação do fluido, h_{lv} a entalpia de vaporização, T_{sat} a temperatura de saturação, ρ_v e ρ_l as massas específicas do vapor e do líquido, respectivamente. Substituindo a equação 2.2 em 2.3, e, considerando para condições de operação cujas pressões do líquido estão bem abaixo da pressão crítica, $\rho_l \gg \rho_v$, obtém-se:

$$r = \frac{2\sigma T_{sat}}{\rho_v h_{lv} \Delta T_{sat}} \quad (2.4)$$

No início do ciclo da bolha, após a partida da primeira bolha de vapor, o líquido mais afastado da superfície aquecida, portanto a uma temperatura T_∞ , entra em contato com a parede à T_p de acordo com a representação esquemática do modelo de Hsu (1962) mostrado na Figura 2.3.

Figura 2.3 - Critério de Hsu para determinar o tamanho máximo e mínimo de uma cavidade de nucleação para determinado superaquecimento. Adaptado de Zou (2010).



Segundo o pesquisador, com o passar do tempo o líquido é aquecido por condução e a espessura da camada térmica cresce. É assumida, então, a existência de uma camada limite térmica, que teria um valor máximo de espessura em $y = \delta$ tal que para valores maiores do que este, a temperatura do líquido, T_∞ , longe da superfície aquecida é mantida constante.

As cavidades capazes de serem ativadas segundo Hsu, seriam aquelas cujo valor do raio de cavidade, r , estaria compreendido entre um valor mínimo ($r_{c,min}$) e um máximo ($r_{c,máx}$), para um determinado valor de superaquecimento da parede em que a temperatura do fluido no topo da bolha tem que satisfazer a equação de Clausius-Claperyon (Eq.2.3).

As equações 2.5 e 2.6 representam os raios mínimos e máximos obtidos pelo modelo de Hsu (1962)

$$r_{máx,min} = \frac{\delta_t}{4} \left(1 - \frac{\Delta T}{\Delta T_{sat}} \pm \sqrt{\left(1 - \frac{\Delta T}{\Delta T_{sat}} \right)^2 - \frac{12,8\sigma T_{sat}(p_l)}{\rho_v h_{lv} \delta_t \Delta T_{sat}}} \right) \quad (2.5)$$

Quando o líquido está à temperatura de saturação, ΔT da equação anterior é igual a zero e a expressão pode ser reduzida a:

$$r_{máx,min} = \frac{\delta_t}{4} \left(1 \pm \sqrt{1 - \frac{12,8\sigma T_{sat}(p_l)}{\rho_v h_{lv} \delta_t \Delta T_{sat}}} \right) \quad (2.6)$$

O emprego de câmeras de alta velocidade na visualização do processo de ebulição, possibilitou revelar detalhes dos aspectos hidrodinâmicos envolvidos durante as fases de crescimento, de desenvolvimento e desprendimento das bolhas de vapor da superfície aquecida. Assim, as seguintes variáveis: (a) diâmetro médio de partida de bolha, (b) frequência média de partida de bolha, (c) densidade média local de sítios de nucleação, têm sido revisadas permitindo o desenvolvimento de novos modelos, combinando previsões e resultados obtidos experimentalmente, McHale e Garimella (2010).

A densidade de sítios de nucleação tornou-se rapidamente um dos parâmetros mais analisados por tais pesquisas. A questão central dos primeiros estudos abordados em meados da década de 60 era mostrar quantitativamente a porcentagem do número de cavidades presentes na superfície aquecida, que realmente se tornam ativas durante a ebulição.

Modelo de Mikic e Rohsenow (1969)

A primeira tentativa nessa direção foi feita por Mikic e Rohsenow (1969), eles propuseram para uma superfície comercial, que o número de sítios ativos para o regime de ebulição nucleada seria representado por, N_a ,

$$N_a = \left[\frac{D_s}{D_c} \right]^m \quad (2.7)$$

onde D_s é o diâmetro da maior cavidade presente na superfície que segundo Wang e Dhiri (1993) este é obtido mediante considerações estatísticas, sendo que a magnitude desse parâmetro depende do tipo de material aquecedor e do procedimento utilizado para a preparação da superfície. $D_c = 2r$, onde r é o raio mínimo ou crítico capaz de tornar uma cavidade ativa, obtido através da relação de Claapeyron, Equação.2.4 e m é um expoente empírico que depende do modo de preparação da superfície. Por exemplo, para a ebulição do Freon-115 e Freon-11 em superfícies de cobre, os valores de m são 0,42 e 0,26, respectivamente (Bier *et al.* 1978).

Modelo de Wallis (1969)

A maior parte dos modelos que relacionam a transferência de calor por ebulição com a densidade de sítios de nucleação sugere, para o fluxo de calor, uma dependência entre a densidade de sítios de nucleação e o superaquecimento da parede através de uma lei de potência, representada por:

$$q'' = (N_a')^x \cdot (T_p - T_{sat})^y \quad (2.8)$$

Os valores dos expoentes x e y são sugeridos por modelos clássicos da literatura, cujos valores variam, para x , entre 0,3 e 0,5 e para y entre 1,0 e 1,8.

Modelo de Cornwell e Brown (1978)

Cornwell e Brown (1978) estudaram a ebulição da água sobre uma superfície de cobre, à pressão atmosférica. Os pesquisadores concluíram que a densidade de sítios de nucleação ativos depende do supe-

raquecimento da superfície e pode ser calculada utilizando a seguinte equação:

$$N_a \sim \Delta T^{4,5} = \frac{1,36 \times 10^{-19}}{(2r)^{4,5}} \quad (2.9)$$

onde, r representa o raio de cavidade crítico dado pela Eq.2.4.

Modelo de Wang e Dhir (1993)

Wang e Dhir (1993) propuseram uma correlação empírica para incluir o efeito do ângulo de contato estático na densidade de sítios de nucleação. A superfície original utilizada pelos pesquisadores recebeu um polimento tipo espelho e possuía uma rugosidade superficial muito pequena, em torno de 0,02 μm . A preparação das superfícies seguiu um procedimento bem definido a fim de determinar a densidade de sítios de nucleação através da utilização de um microscópio eletrônico. Diferentes graus de oxidação da superfície foram utilizados para alterar o valor da molhabilidade da mesma. Os ângulos de contato estáticos medidos variaram entre 18° e 90° para uma superfície de cobre vertical em contato com água como fluido de trabalho. A densidade de sítios de nucleação proposta por Wang e Dhir (1993) é representada como,

$$N_a = 7,81 \times 10^{-29} (1 - \cos \theta) r^{-6} \quad (2.10)$$

onde, N_a representa a densidade de sítios de nucleação dados em (sítios/ m^2), r é o raio de cavidade crítico(m), θ é o ângulo de contato estático (°). A correlação de Wang e Dhir (1993) reproduziu $\pm 60\%$ dos dados obtidos experimentalmente. A Equação 2.10 foi validada para a faixa de ângulos de contatos citada anteriormente e para valores de raio de cavidade crítico de até 2,9 μm , correspondendo a um $\Delta T > 11,2^\circ\text{C}$ para a água à pressão atmosférica, segundo Hibiki e Ishii (2003).

Modelo de Benjamin e Balakrishnan (1997)

Os pesquisadores realizaram uma série de experimentos utilizando como fluidos de trabalho, água, n-hexano, acetona e tetracloreto de carbono em ebulição sobre superfícies de alumínio e aço inoxidável com rugosidade média variando entre 0,20 e 1,17 μm . Além das curvas de ebulição, a densidade de sítios de nucleação ativos em função do superaquecimento da parede foi estudada. Com base em seus resultados

experimentais e de outros obtidos da literatura, os autores propuseram uma expressão para a densidade de sítios de nucleação ativos como função da micro-rugosidade da superfície, no qual combinaram efeitos das propriedades da superfície e fluido envolvendo um parâmetro de interação superfície-líquido, γ . A expressão para a densidade de sítios de nucleação ativos é dada por:

$$N_a = 218,8 \frac{1}{\gamma} Pr^3 \Delta T^3 \Theta^{-0,4} \quad (2.11)$$

onde Θ é um parâmetro de rugosidade adimensional, expresso em termos da rugosidade média da superfície, R_a , tensão superficial, σ , e pressão, p , como segue:

$$\Theta = 14,5 - 4,5 \left(\frac{R_a p}{\sigma} \right) + 0,4 \left(\frac{R_a p}{\sigma} \right)^2 \quad (2.12)$$

e o parâmetro adimensional γ é dado por:

$$\gamma = \sqrt{\frac{\rho_s k_s c_{ps}}{\rho_l k_l c_{pl}}} \quad (2.13)$$

Os sub-índices “s” representam as propriedades da superfície metálica e “l” do líquido à temperatura de superfície da fase líquido.

Modelo de Kolev (2006)

Mais recentemente, Kolev (2006) sugeriu a seguinte correlação para a densidade de sítios de nucleação ativos:

$$N_a = \frac{4,29}{(2\beta)^2} L_b^2 \left[\frac{h \Delta T^{n-1}}{k_l J a^{1/2}} \right]^4 \quad (2.14)$$

onde,

$$\beta = \frac{25,3 \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)}{[(1 + \cos \theta)^2 (2 - \cos \theta)]} \quad (2.15)$$

$$Ja = \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right) \left(\frac{c_{pl} \Delta T}{h_{lv}} \right) \quad (2.16)$$

$$n = 0,13 p_r^{-0,17} \quad (2.17)$$

Nas equações anteriores, h é o coeficiente de transferência de calor, Ja é o número de Jakob que se refere ao superaquecimento da parede, θ é o ângulo de contato e L_b é o comprimento característico ou capilar, definido conforme Carey (1992) como sendo da ordem do diâmetro de partida das bolhas de vapor.

Outros trabalhos se desenvolveram a partir de análises da superfície por microscopia eletrônica de varredura e as propostas foram apresentadas, em sua maioria, através de tratamento de modelos estatísticos. Yang e Kim (1988) foram um dos primeiros a prever quantitativamente a densidade de sítios de nucleação ativos sobre uma superfície aquecida utilizando a distribuição de Poisson. A Equação de Poisson se tornou uma ferramenta importante, por ser uma distribuição espacial que representa muito bem, uma série de fenômenos naturais. Tais estudos permitiram prever percentualmente a densidade de sítios de nucleação que poderiam ser ativados ou não sobre uma superfície aquecida em ebulição.

McHale e Garimella (2010) destacam ainda, que a maior parte desses trabalhos publicados na área de ebulição tem considerado em seus modelos superfícies idealizadas, totalmente lisas, com cavidades perfeitamente cônicas ou reentrantes, entre outras, consequentemente, superfícies com estruturas mais naturais não tem sido objeto de estudos mais detalhados. Outra dificuldade apontada por Dhiri (2003) e Avedisian (2003), referente às pesquisas que envolvem ebulição, é envolver mecanismos nas escalas micro e nano. Por exemplo, são escassos os estudos envolvendo a utilização de nanofluidos e nanoestruturas no regime de ebulição nucleada.

Mehta e Kandhekar (2007) estudaram a resistência térmica total de um termossifão bifásico fechado usando água pura e nanofluidos à base de água (Al_2O_3 , CuO e pó de Laponite) como fluidos de trabalho. Ao utilizarem nanofluidos, os pesquisadores propuseram para a densidade de sítios de nucleação ativos, (N_a'), calculados pela Equação 2.8 de Wallis (1969), que esta seria afetada por dois mecanismos: (i) adesão física, que causa o bloqueio dos sítios de nucleação ativos com as nanopartículas reduzindo também o raio das cavidades presentes na superfície de aquecimento e diminuindo o ângulo de abertura da cavidade, (ii) alterações nas características do ângulo de contato/molhabilidade devido à adição das nanopartículas no fluido base. Assim, a deposição de nanopartículas reduziria o raio médio das cavidades presentes na superfície

oque explicaria a redução do coeficiente de transferência de calor, de acordo com este autor.

2.4 DISTRIBUIÇÃO DE SÍTIOS DE NUCLEAÇÃO

Sobre uma superfície metálica típica pode-se encontrar uma série de imperfeições, tais como: picos, vales e ranhuras, distribuídas de forma aleatória sobre toda a área de interesse. Por essa razão, segundo Thomas (1982), várias técnicas estão disponíveis para avaliar as características da superfície, incluindo perfilometria de contato de superfície, microscopia eletrônica de varredura, e processos ópticos, elétricos ou utilizando fluidos. Cada uma dessas técnicas apresenta largura de banda limitada, menciona Ward (1982). Isto significa que nem todas as características da análise da superfície a representem como um todo, e sim atribui apenas qualidades a certa faixa de tamanho.

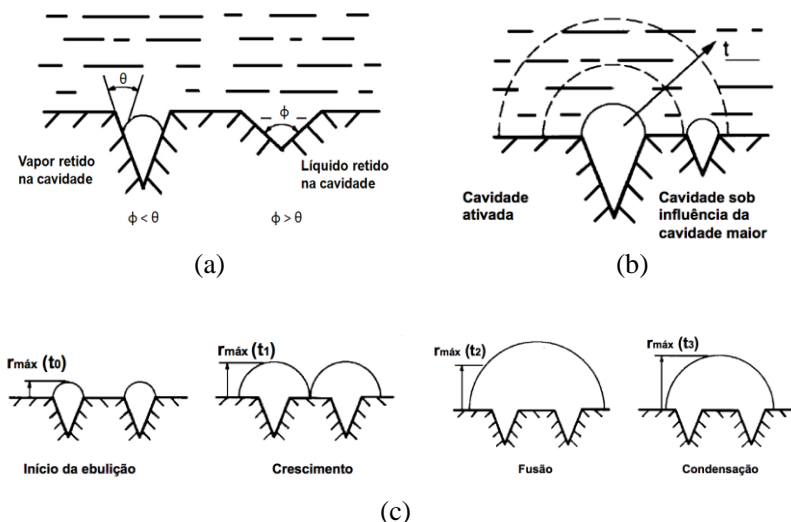
Tais especificidades das superfícies tornam a hidrodinâmica da nucleação algo complexo ao se tratar o fenômeno de mudança de fase. Bernardin e Mudawar (2002) ilustraram possíveis formas de geração, crescimento e de saída de bolhas de vapor de uma superfície aquecida. A Figura 2.4 representa um esquema adaptado do utilizado pelos pesquisadores para uma superfície de aquecimento contendo cavidades distribuídas de forma randômica.

A Figura 2.4 (a) mostra duas cavidades cônicas presentes na superfície. A cavidade da esquerda contém vapor aprisionado, enquanto a cavidade da direita está preenchida com líquido. À medida em que o calor é entregue à superfície, apenas as cavidades com ângulos cônicos, ϕ , menores do que o ângulo de contato de avanço, θ_a , conseguirão prender vapor e se tornarão sítios de nucleação de bolhas (Bankoff, 1958), enquanto as outras cavidades permanecerão inativas.

Tal como ilustrado na Figura 2.4(b), se a superfície possuir cavidades de tamanhos distintos, outros dois tipos de efeitos podem ocorrer durante o surgimento das bolhas de vapor. O crescimento da bolha de vapor na cavidade de diâmetro maior pode afetar o desenvolvimento da bolha vizinha de cavidade menor, desativando esse sítio de nucleação ou incorporando-a a si mesma (Bernardin e Mudawar, 2002).

Pode-se ter ainda, Figura 2.4 (c), o crescimento de duas bolhas de vapor vizinhas que podem colidir e por coalescência fundir-se em uma maior. Nessa situação, as bolhas de vapor podem formar uma única bolha maior que se estende para além da camada limite de estabilidade térmica, provocando a condensação e o encolhimento temporário da bolha.

Figura 2.4- Esquema representando as diferentes fases de desenvolvimento de bolhas de vapor para diferentes cavidades. (a) contendo vapor na cavidade ou líquido. (b) cavidade ativada ou cavidade sob influência da bolha maior. (c) fases de desenvolvimento da ebulição. (adaptado de Bernardin e Mudawar, 2002).



Zou (2010) explica que, durante o crescimento de uma bolha de vapor, a temperatura de parede local próximo a um sítio de nucleação ativo cai drasticamente devido à evaporação de líquido, que serve como um dissipador de calor. Consequentemente, em certa área de influência da bolha, a temperatura de parede cai para um nível mais baixo do que o necessário para ativar um sítio de nucleação. Esta área de influência deverá ser conduzida pelas propriedades térmicas ou, mais especificamente, a difusividade térmica da superfície de aquecimento. O pesquisador ressalta ainda, que para um comportamento de desenvolvimento de bolha similar, um material com difusividade mais elevada tende a ter uma área de influência maior.

2.5 TERMOCAPILARIDADE

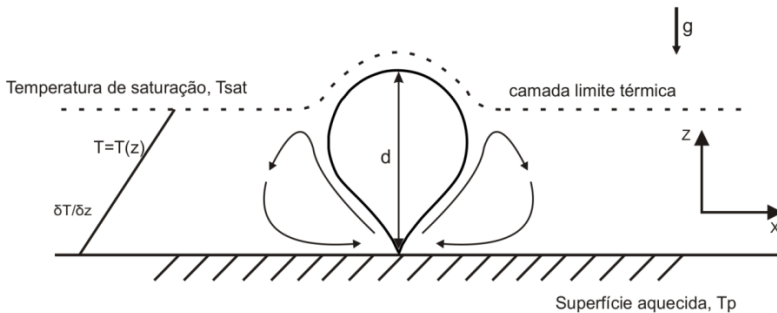
A termocapilaridade é um dos mecanismos associados ao movimento de líquido junto à parede aquecida e que são originários de gradientes de tensão superficial na interface líquido-vapor (Jabardo, 2008). O

mecanismo promove o escoamento de líquido quente em forma de jatos para fora da superfície aquecida e permite a reentrada de líquido frio. Nessa condição, é natural que o líquido quente deixe a superfície aquecida contornando a interface da bolha de vapor devido à convecção natural. O líquido quente que deixa a interface líquido-vapor pode contribuir também para o desprendimento da bolha de vapor da superfície aquecida, ainda que a força de empuxo seja predominante.

Tais movimentos também são conhecidos por convecção ou fluxo de Marangoni e ocorreria ao redor de qualquer bolha de vapor que estivesse sob uma região sujeita a um gradiente de temperatura, ver Figura 2.5. Trefethen (1961) e McGrew *et al.* (1966) foram os primeiros a sugerirem que tais fluxos aumentariam a transferência de calor, principalmente em situações em que as bolhas permanecessem por um intervalo relativamente longo sobre a superfície aquecida, por exemplo, sobre efeitos de microgravidade ou de confinamento.

Por outro lado, Jabardo (1981) é contrário à importância desse mecanismo para a ebulição nucleada. Segundo o pesquisador, a intensidade dos jatos de Marangoni reduzir-se-ia devido ao gradiente de temperatura na interface ser limitado pelo efeito de evaporação de líquido na base e condensação no ápice da bolha.

Figura 2.5-Correntes de Marangoni ao redor de uma bolha de vapor.

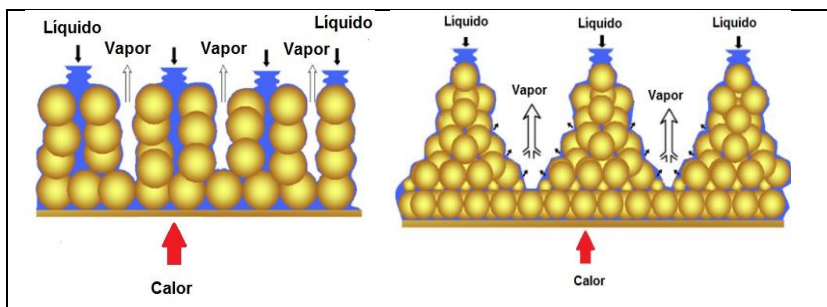


Outro efeito importante acontece em superfícies modificadas, incluindo aquelas revestidas com camadas de nanopartículas e superfícies com revestimento poroso uniforme. Muitas pesquisas têm mostrado um potencial aumento da transferência de calor para esses casos (Jiang *et al.* 2000, Hwang e Kaviany *et al.* 2006). Uma das justificativas para o aumento da transferência de calor é atribuído ao efeito de capilaridade. O efeito acontece quando a distância entre as nanopartículas é suficiente-

mente pequeno levando a capilaridade, como mostrado no esquema da Figura 2.6. Assim, é possível a ascensão do líquido mais quente em direção à região de líquido mais frio.

Esses efeitos são dependentes das propriedades termofísicas do sólido e líquido utilizados, porosidade, tamanho dos poros ou partículas, distribuição e espessura de revestimento, Xianbing Ji *et al.* (2013). A pressão capilar é expressa em termos de uma relação entre tensão superficial e dimensão do poro ou cavidade, mostrada aqui em termos do diâmetro de poro e/ou cavidade, d_p , através da Equação de Young-Laplace, $\Delta p = 4\sigma/d_p$. A equação permite mostrar que a diferença de pressão capilar é inversamente proporcional à redução do tamanho dos poros/cavidades.

Figura 2.6- Princípio de sucção de líquido e escape de vapor entre partículas depositadas sobre uma superfície aquecida (adaptado de Xianbing Ji *et al.* 2013).



Baseando-se na equação de Young-Laplace, Xianbing Ji *et al.* (2013) ressaltam que há uma forte indicação de que o fornecimento de líquido e liberação de vapor requerem diferentes tamanhos de poros. A pequena dimensão dos poros (Figura 2.6, esquema à esquerda) é útil para o fornecimento de líquido para a superfície durante a mudança de fase, mas impede o escape de vapor para a região de líquido mais frio. Quando o fluxo de calor é aumentado, o vapor gerado pode ficar retido no interior dos poros levando a uma secagem local (Chang e You, 1997). Por outro lado, um poro de tamanho grande (Figura 2.6, esquema à direita) possui uma pequena resistência à liberação do fluxo de vapor para o líquido, mas o fornecimento de líquido para a superfície durante a mudança de fase pode ser insuficiente para fluxos de calor elevados,

antecipando o fluxo de calor crítico ou de secagem, Xianbing Ji *et al.*(2013).

Webb (1992) explica que superfícies com camadas porosas têm: um efeito de prolongamento de área superficial, um aumento dos sítios de nucleação e um efeito capilar maior que permite o escoamento do líquido na direção da superfície aquecida e a fuga de vapor a partir da camada porosa em direção ao fluido frio.

Fluidos com pequenos ângulos de contato tendem a produzir grandes forças capilares e facilitam a penetração do líquido sobre as irregularidades geométricas das superfícies como cantos e cunhas, destacou Thome (1990).

2.6 MICROCONVECÇÃO

A microconvecção está associada ao movimento do líquido junto à superfície aquecida resultante do movimento das bolhas de vapor durante seu período de crescimento. A expansão das bolhas de vapor induz a convecção do líquido junto à superfície. Tais hipóteses representam as premissas consideradas no modelo semi-empírico de Rohsenow (1962) que será visto na seção 2.12. A remoção de calor se dá através de uma fina camada de líquido superaquecido que é arrastado da superfície com a partida da bolha de vapor. A bolha, ao deixar a superfície, gera uma diferença de pressão entre sua interface inferior e a superfície aquecida que acaba por arrastar uma parcela de líquido aquecido, facilitando a convecção e, conseqüentemente, a transferência de calor.

Yagov (2006) propôs a existência de outro mecanismo associado à microconvecção de líquido como sendo o principal responsável pelo transporte de elevadas taxas de calor. A proposta de Yagov (2006), a exemplo de outros estudos (como por exemplo, no modelo apresentado por Forster e Zuber, 1955), admite que as bolhas de vapor induzam um movimento pulsante de líquido junto à superfície aquecida.

Pioneiros nesse estudo, Moore e Mesler (1961) concluíram que durante a fase de crescimento das bolhas de vapor uma camada de líquido superaquecido de espessura reduzida junto à superfície aquecida era formada. Mediante observações do crescimento das bolhas de vapor Sernas e Hooper (1969) chegaram a conclusão semelhante.

2.7 NANOESTRUTURAS

Materiais nanoestruturados são formados através da organização de nanopartículas sobre determinadas superfícies, e são capazes de for-

necer aos materiais novas propriedades, geralmente físicas e químicas, de interesse. Eles podem ser obtidos por uma série de procedimentos e/ou tratamentos distintos, tais como: deposição química, plasma, eletroforese, nanousinagem, solidificação rápida, entre outros. Uma série de técnicas experimentais como, microscopias, espalhamentos, são utilizadas para analisar o efeito das nanoestruturas de acordo com a área de interesse.

Os primeiros trabalhos em regime de ebulição nucleada usando nanoestruturas aconteceram por acaso. Os cientistas começaram a observar que as mudanças causadas pela deposição de nanopartículas sobre as superfícies de aquecimento podiam ser as principais responsáveis pela mudança de comportamento da transferência de calor, ao invés da utilização dos nanofluidos na ebulição. Antes disso, em meados dos anos 80, alguns estudos envolvendo superfícies revestidas com camadas porosas (em escala micro) chamavam a atenção para o papel da condutividade térmica da partícula utilizada e das propriedades termofísicas do fluido de trabalho. De acordo com Thome (1990), materiais porosos com elevada condutividade térmica e altamente permeáveis apresentam um melhor desempenho da transferência de calor quando comparados com o de uma superfície lisa e plana, em especial para baixos fluxos de calor.

A dificuldade de se obter uma deposição uniforme de nanopartículas sobre os substratos é o principal desafio levantado pelas pesquisas. A garantia bem definida da uniformidade da deposição sobre a superfície é de fundamental importância para a posterior avaliação dos parâmetros que podem afetar os mecanismos de transferência de calor durante a mudança de fase. Por exemplo, nas medições de rugosidade e ângulo de contato, a amostra analisada microscopicamente deve representar a superfície depositada em sua totalidade e não apenas decerta região do substrato.

Devido às mudanças causadas pela deposição das nanopartículas sobre as superfícies aquecidas, as pesquisas utilizando esses materiais devem ser efetuadas com rigor. Precisa-se, como destacou Santos (2002), levar em consideração a dimensão e distribuição dos grãos, morfologia de contornos de grão, contorno de interfaces e arranjo atômico que serão formados como produtos finais, pois determinarão as novas propriedades do material.

A possibilidade de aplicação imediata das nanoestruturas em sistemas térmicos, principalmente naquelas baseados em processos de ebulição, tem motivado a maior parte das pesquisas nessa área.

2.7.1 Ebulição nucleada com nanoestruturas

Kim *et al.* (2006) mostraram que a deposição de uma camada porosa de nanopartículas sobre uma superfície aquecida (fio de aço inoxidável com 0,25 mm de diâmetro), após a ebulição de nanofluidos à base de água, contendo nanopartículas de alumina, zircônia ou sílica aumentava significativamente a molhabilidade da superfície e, consequentemente, tinha-se um aumento do fluxo de calor crítico. Os pesquisadores conseguiram essa comprovação a partir de medições do ângulo de contato estático da água, que foi menor quando comparados com superfícies sem deposição de nanopartículas.

White *et al.* (2010) estudaram o desempenho da transferência de calor sobre uma superfície de aço inoxidável em regime de ebulição nucleada e compararam os resultados obtidos utilizando um nanofluido à base de água pura, com suspensão de nanopartículas de ZnO, com diâmetro médio de 40nm. A intenção era avaliar a influência do aumento da camada de revestimento das nanopartículas após cada ensaio, o que aproxima a superfície revestida de uma nanoestrutura. Os pesquisadores constataram um aumento do coeficiente de transferência de calor de 24% ao utilizarem o nanofluido de ZnO comparado à água pura, mas, à medida que o número de testes avançava, a espessura da camada depositada aumentava e ocorria a redução da transferência de calor, chegando inclusive a valores inferiores aos da água pura. Os resultados obtidos por estes e outros pesquisadores demonstram o efeito da deposição de camadas de nanopartículas sobre a superfície e seu papel com duplo efeito para a transferência de calor, em que o aumento do coeficiente de transferência de calor vem sendo justificado pelo crescimento da rugosidade da superfície, o que aumentaria a densidade de sítios de nucleação, e sua redução é atribuída ao aumento da resistência térmica causado pelo revestimento espesso da superfície com as nanopartículas.

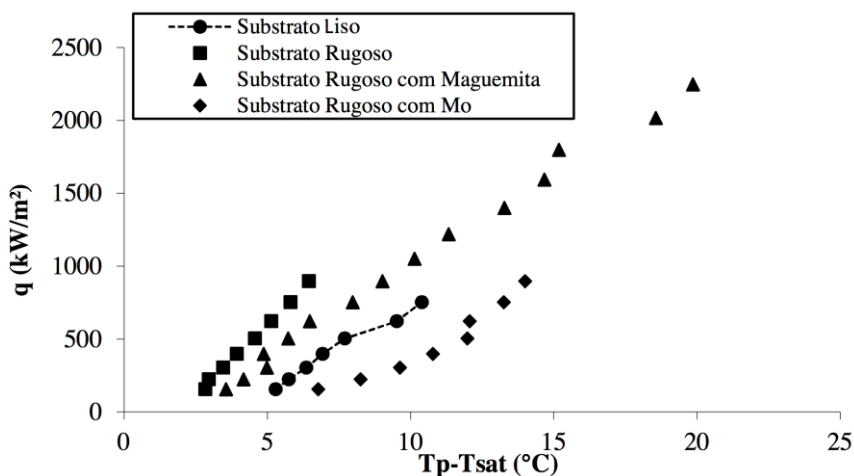
Hendricks *et al.* (2010) analisaram o comportamento da ebulição nucleada através de comparações entre superfícies convencionais e nanoestruturadas. As superfícies utilizadas pelos pesquisadores eram formadas por ZnO depositadas sobre os substratos de Al e Cu e exibiram características superiores na transferência de calor, quando comparadas aos substratos de alumínio ou cobre sem deposição.

Stutz *et al.* (2011) estudaram superfícies recobertas por nanopartículas de maguemitita durante o processo de ebulição. Os pesquisadores obtiveram uma redução do coeficiente de transferência de calor, que foi justificada pelo aumento da espessura do revestimento das nanopartículas no substrato. O aumento da espessura na superfície seria responsável

pelo surgimento de uma resistência térmica que degradaria a transferência de calor.

Kwark *et al.*(2011) avaliaram as características da transferência de calor por ebulição de superfícies revestidas com nanopartículas utilizando três fluidos de trabalho: água, etanol e HFE7100. O revestimento do substrato foi feito através da técnica de evaporação do nanofluido de etanol contendo nanopartículas de alumina (1g/L de Al_2O_3 , $139\text{nm} \pm 100\text{nm}$). Os testes em regime de ebulição foram realizados sobre uma placa plana de cobre com 10^{-4}m^2 de área e 3mm de espessura. Os pesquisadores mostraram um aumento no fluxo de calor crítico (de até 80%) para a superfície revestida com nanopartículas, quando imersa em água. No entanto, quando é utilizado um fluido altamente molhante (etanol ou HFE7100), a alteração no fluxo de calor crítico causado pelo revestimento das nanopartículas na superfície é insignificante. Outro resultado importante mostrado pelos autores foi a deterioração do coeficiente de transferência de calor para as superfícies revestidas com nanopartículas ao se utilizar o etanol e o HFE7100, resultado oposto ao obtido pela água em que houve um aumento de até 35%.

Figura 2.7- Curvas de ebulição para superfícies lisas e rugosas e com deposição de nanopartículas (Heitich, 2012).



A Figura 2.7 mostra as curvas parciais de ebulição obtidas experimentalmente por Heitich (2012) e Heitich *et al.*(2014) para o regime de ebulição nucleada em superfícies nanoestruturadas com molibdênio,

pela técnica de *Sputtering* (pulverização catódica), e, maguemita, pela técnica de evaporação do fluido base.

Foram utilizados nanofluidos com nanopartículas de maguemita com 10nm de diâmetro. Todos os resultados foram obtidos à temperatura de saturação da água (100°C) e à pressão atmosférica. A seção de teste utilizada pelos pesquisadores foi uma fita de Constantan (liga 55% Ni e 45% Cu) cortada no formato de haltere, com comprimento útil de 38mm, 2,5mm de largura e 0,01mm de espessura.

A Figura 2.7 mostra os resultados obtidos durante o regime de ebulição nucleada para um substrato liso ($R_a = 0,02\mu\text{m}$) e rugoso ($R_a = 0,17\mu\text{m}$) de 0,1mm de espessura sem deposição de nanopartículas, uma superfície recoberta com uma camada de 0,03mm de maguemita e outra coberta com uma camada de 0,05mm de molibdênio, ambas com o mesmo tipo de rugosidade. O substrato rugoso sem deposição de nanopartículas é o que apresenta maior coeficiente de transferência de calor, para baixos fluxos de calor. A superfície rugosa com deposição de maguemita apresentou os maiores coeficientes de transferência de calor, quando comparada com os substratos rugosos recobertos com molibdênio ou o substrato liso. Os últimos pontos de cada curva na Figura 2.7, representam o máximo fluxo de calor obtido para cada caso na experiência, o que permite concluir que o máximo valor para o fluxo de calor foi obtido para a superfície com deposição de maguemita.

2.7.2 Preparação de nanoestruturas

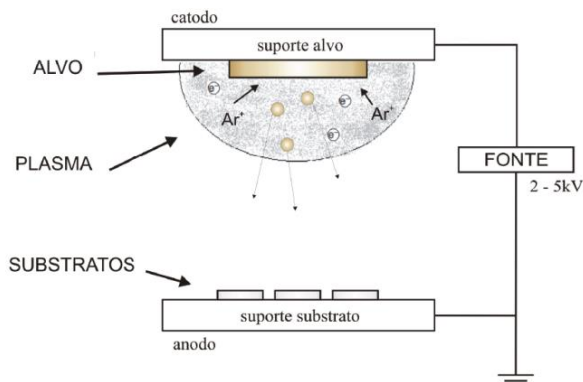
Para a preparação das nanoestruturas existem dois métodos bastante praticados, o de revestimento, conhecido por “*Sputtering*” e o de deposição de nanopartículas pelo processo de ebulição.

A primeira técnica é conhecida por “PVD” (do inglês Physical Vapour Deposition), e consiste basicamente de um processo de revestimento por plasma. O material a ser depositado é transformado em vapor através de um processo físico térmico, ou de colisão, que é direcionado para um substrato em um ambiente de vácuo ou plasmas gasosos à baixa pressão, onde se condensam formando uma película sobre o material.

Depois de feito o vácuo na câmara, é introduzido o gás no processamento. Geralmente se escolhe o argônio devido ao seu peso atômico elevado e por se tratar de um gás inerte, que não reage com os materiais do substrato e das nanopartículas de maguemita. Aplicando-se uma alta tensão ao gás em baixa pressão produz-se uma descarga luminescente formando uma região eletricamente neutra contendo íons de argônio (Ar^+). O aquecimento adicional, leva à ionização do material utili-

zado transformando-o em plasma. Os íons são acelerados contra o alvo conectado ao catodo (-) e arrancam átomos do material. Os átomos expelidos colidem várias vezes no plasma em sua trajetória e migram em direção ao substrato, anodo (+), onde se condensam para formar uma camada. A Figura 2.8 mostra um esquema da técnica por deposição via plasma.

Figura 2.8-Processo típico de *Sputtering*(Adaptado de Materials Processing Handbook, editado por Groza *et al.*2007).



A grande vantagem desta técnica é que não há fusão de material, ao contrário de muitas técnicas de deposição a vácuo, o que garante uma alta eficiência e controle sobre os metais ou ligas depositados. Outro aspecto importante deste método é sua capacidade de ajustar a forma de distribuição e/ou tamanhos desejados das partículas sobre a superfície, apenas controlando alguns parâmetros, tais como, pressão da câmara, temperatura, tensão aplicada e tempo de deposição (Kolzerbrasil, 2014).

O segundo método consiste na elaboração de uma solução contendo nanopartículas de maguemita em suspensão ($\gamma - \text{Fe}_2\text{O}_3$) e água. Com o auxílio de uma seringa uma quantidade da solução é depositada sobre o substrato. Este é conectado a uma fonte de alimentação onde a corrente elétrica promove o aquecimento do substrato, por efeito Joule, e consequentemente a evaporação do líquido, restando apenas as nanopartículas depositadas.

A presente pesquisa optou pela utilização do segundo método. A escolha se justifica pela praticidade em se preparar as amostras nas dependências do laboratório. No capítulo 3, de materiais e métodos, será feita uma descrição mais detalhada da técnica utilizada.

2.8 INFLUÊNCIA DO TIPO DE SUPERFÍCIE

Berenson (1962) estudou o efeito do tipo de acabamento de superfícies de cobre resfriadas por ebulição do n-pentano, um fluido molhante. O pesquisador constatou um aumento do coeficiente de transferência de calor para superfícies com rugosidades maiores. Para o fluxo de calor crítico, ele mostrou que os resultados são independentes da rugosidade, material e limpeza da superfície.

Resultados obtidos com superfícies polidas indicam que o aumento da rugosidade é capaz de melhorar o desempenho da ebulição até certo ponto. Luke (2003) constatou que o melhor resultado obtido para a transferência de calor aconteceu para uma rugosidade de $1\mu\text{m}$ (rugosidade medida em R_a) ao contrário de outros valores de rugosidades analisados.

Jones *et al.* (2009) utilizando dois fluidos com características molhantes diferentes, água e FC77, à pressão atmosférica, analisaram experimentalmente superfícies com distintas rugosidades. Para a água, os resultados mostraram uma pequena melhora no coeficiente de transferência de calor para uma rugosidade de $1,08\mu\text{m}$ até $10,0\mu\text{m}$, no entanto, para superfícies com maior rugosidade, houve um aumento significativo do coeficiente de transferência de calor. Ao utilizarem o fluido de trabalho FC-77, mostrou-se uma tendência diferente: o coeficiente de transferência de calor aumentou continuamente com a rugosidade da superfície, para um mesmo valor de fluxo de calor. Essa tendência geral foi expressa pelos pesquisadores em termos de uma simples relação, $h = R_a^m$, onde R_a é a medida de rugosidade da superfície e m é um expoente de rugosidade. Os resultados indicaram uma forte dependência de rugosidade superficial para o FC-77, com $m = 0,2$ em comparação com $m = 0,1$ para a água.

Kang (2000) avaliou, experimentalmente, o efeito da rugosidade da superfície na transferência de calor por ebulição da água saturada, à pressão atmosférica, em tubos na horizontal e vertical. Os resultados experimentais mostraram um aumento da transferência de calor com o aumento da rugosidade, onde foram obtidos resultados mais expressivos para os tubos dispostos na vertical.

A maior parte dos estudos obtidos da literatura específica tem mostrado uma tendência no aumento da transferência de calor com o aumento da rugosidade da superfície. Kang (2000) explica que o aumento da rugosidade promove o surgimento ou ativação de um número maior de sítios de nucleação sobre a superfície aquecida e, desta forma,

requer-se um superaquecimento menor para o início da ebulição nucleada.

Wen (2012) explicou que a utilização de nanofluidos propicia a formação de uma camada porosa ou de revestimento ocasionado pela deposição de partículas sobre a superfície de aquecimento, sendo esta a principal causa na mudança da transferência de calor por ebulição (o pesquisador utilizou a água como fluido base). O autor sugere que tanto os efeitos da deposição de partículas quanto o efeito das partículas em suspensão no meio líquido podem afetar a transferência de calor.

Os resultados obtidos por Wen (2012) demonstram o aumento do coeficiente de transferência de calor, comparado ao caso de uma superfície lisa, quando esta é coberta por uma quantidade de 0,001% de concentração em volume de nanofluidos. O aumento é ainda mais intenso para regiões de baixos fluxos de calor. Contudo, para a superfície rugosa, os resultados são quase idênticos, sejam na presença de nanofluidos ou não. A explicação para esses resultados, segundo esse pesquisador, é aparentemente simples: para a superfície rugosa, o perfil da geometria da superfície é mantido quase o mesmo depois da ebulição de nanofluidos. No entanto, para a superfície lisa, há um aumento no número de partículas depositadas sobre a superfície fazendo com que a rugosidade média também aumente, e, conseqüentemente, como explicado anteriormente, o coeficiente de transferência de calor cresce.

Narayan *et al.* (2007) destacam a relação entre o tamanho das nanopartículas utilizadas para a deposição e a rugosidade da superfície. Os autores mostraram que o coeficiente de transferência de calor aumenta para os casos onde o aquecedor tem uma rugosidade média de 524nm na presença de nanopartículas suspensas de tamanho médio de 47nm. No entanto, quando a relação entre rugosidade e o tamanho médio das nanopartículas se torna próxima à unidade, a transferência de calor diminui consideravelmente.

Wen (2012) chama a atenção para a comparação de resultados envolvendo nanopartículas e superfícies lisas durante a ebulição de nanofluidos, por causa da sensível alteração que as superfícies podem sofrer entre um teste e outro. Tais modificações na superfície são ocasionadas pelas partículas, que certamente influem no número de sítios de nucleação ativos, molhabilidade, etc. As alterações sofridas pelas superfícies com a deposição de nanopartículas provenientes do nanofluido, justificam o interesse de se estudar as nanoestruturas.

O aumento da rugosidade contribui para a melhora do coeficiente de transferência de calor para um dado superaquecimento por possuírem um número elevado de cavidades comparado com as superfícies lisas.

A transferência de calor durante o regime de ebulição nucleada depende da densidade desses sítios de nucleação. Em outras palavras, o mecanismo de transferência de calor está associado ao aumento da população de bolhas presente junto à superfície aquecida, Dhir (1998).

2.9 TAMANHO E CONCENTRAÇÃO DAS PARTÍCULAS

Muitos pesquisadores tentaram aumentar a condutividade térmica dos fluidos convencionais adicionando a eles partículas sólidas. Inicialmente as partículas em suspensão possuíam tamanhos médios da ordem de milímetros ou micrômetros. O esforço em se utilizar partículas milimétricas ou micrométricas junto aos fluidos base ou utilizá-las para revestir substratos puros (microestruturas) esbarrou no problema da aglomeração de partículas que se depositavam sobre a superfície. As nanopartículas surgiram para diminuir o tamanho das partículas de modo que o tempo de sedimentação diminuísse, principalmente ao utilizá-las nos nanofluidos, como relataram Mohammed *et al.*(2011).

As nanopartículas adicionadas aos fluidos pode ser aplicadas em sistemas de pequenas dimensões, como microcanais e nano-sistemas onde a obstrução e erosão são proibidas. O tamanho das nanopartículas é um parâmetro importante para avaliar a transferência de calor, a qual geralmente aumenta com a redução de seu tamanho. A condutividade térmica elevada, aliada ao aumento relativo da área da superfície devido à deposição das partículas, seriam os principais responsáveis por tais resultados (Chon *et al.*2005).

A concentração volumétrica das partículas é um parâmetro importante relatado nas pesquisas envolvendo nanofluidos e também para o preparo das nanoestruturas. Ela é expressa por meio da razão entre o volume de nanopartículas adicionadas ao fluido base pelo volume do fluido utilizado. Essas pesquisas relatam que em baixas concentrações volumétricas (menores do que 5%) o aumento da condutividade térmica cresce linearmente. Mohammed *et al.*(2011) mostraram, após analisar uma série de trabalhos publicados na literatura, que nanofluidos metálicos ou aqueles formados por nanotubos de carbono e/ou nanotubos de múltiplas camadas, melhoram a condutividade térmica para baixa concentração volumétrica quando comparados com óxidos e nanofluidos não metálicos.

As pesquisas em regime de ebulição nucleada de nanofluidos que analisam o efeito do tamanho das partículas na transferência de calor são essencialmente focadas em nanofluidos à base de água. Destacam Naryan *et al.*(2007 ; 2008).

Os resultados de experiências realizadas em aquecedores tubulares verticais envolvendo nanopartículas de alumina adicionadas à água mostraram uma redução do coeficiente de transferência de calor, quando o tamanho médio das partículas é da ordem da rugosidade da superfície. No entanto, o coeficiente de transferência de calor aumenta consideravelmente quando o tamanho médio das partículas é muito menor do que a rugosidade da superfície, como mostraram Narayan *et al.*(2007). Para explicar os resultados, os pesquisadores introduziram um *Parâmetro de Interação de Superfície* (no inglês SIP= Surface Interaction Parameter), no qual é definido como sendo a razão entre a rugosidade da superfície, R_a , e o tamanho da partícula, d_p . Assim, quando o parâmetro de interação SIP for maior do que a unidade o coeficiente de transferência de calor é maior. Isto ocorreria porque as partículas menores se assentariam nos sítios de nucleação multiplicando os sítios únicos em múltiplos dele.

Shahmoradi *et al.*(2013) estudaram a ebulição nucleada utilizando nanopartículas de alumina com 40nm de diâmetro em suspensão em água. Os pesquisadores variaram a concentração das nanopartículas durante os testes. Ao considerarem uma concentração volumétrica de 0,02% e $(R_a/d_p) \ll 1$ eles constataram que a fraca condutividade térmica, devido às nanocamadas e o excesso de vapor que se formam entre elas, supera a formação de sítios de nucleação e, por essa razão, ocorre a deterioração do coeficiente de transferência de calor.

2.10 ÂNGULO DE CONTATO E MOLHABILIDADE

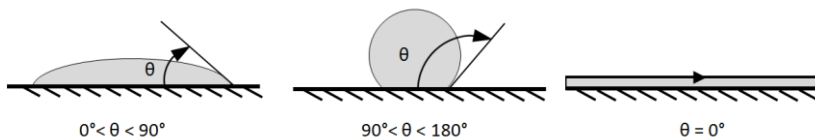
O ângulo de contato é um indicador da molhabilidade de um líquido sobre determinada superfície. Com a diminuição do ângulo de contato, o que equivale ao aumento da molhabilidade, o fluxo de calor crítico tende a aumentar (Takata *et al.*2003, Takata *et al.*2005 e Jeong *et al.*2008).

A utilização de líquidos é bastante comum em diversas tecnologias, como sumidouros ou fontes de calor, em contato com superfícies. Nesses casos torna-se necessário considerar o grau de afinidade do líquido com o sólido, a esse processo chamamos de molhabilidade. O efeito dessa propriedade pode ser entendido como uma competição entre as forças adesivas entre o líquido e o sólido e as forças coesivas no interior do líquido (Johnson e Dettre, 1993).

Para expressar a molhabilidade de um líquido é mais comum utilizar-se a medida do ângulo de contato, definido como sendo o ângulo, θ , entre a interface líquido-vapor e a superfície sólida (Carey, 1992), medido sobre o encontro das três fases. Em outras palavras é o ângulo

resultante entre a linha tangente à interface que separa o líquido e o vapor e a linha tangente à superfície do sólido, como ilustrado na Figura 2.9.

Figura 2.9- Ilustração da medida do ângulo de contato.



Fluorcarbonos e fluidos refrigerantes são considerados altamente molhantes. Como consequência, requerem um superaquecimento maior para o início da nucleação ao contrário da água que é pouco molhante. Essa afirmação foi constatada por Wang e Dhir (1993) que realizaram experimentos variando o ângulo de contato, sobre uma superfície vertical de cobre utilizando a água à pressão atmosférica. Eles observaram que a molhabilidade da superfície diminui a ativação dos sítios de nucleação reduzindo-os em mais de 20 vezes, quando o ângulo de contato é alterado de 90° para 18° . Efeitos semelhantes dos encontrados por Wang e Dhir (1993) podem ser verificados nos trabalhos desde Fritz (1935) quanto em Kandlikar (2001).

As alterações do nível de molhabilidade ou ângulo de contato interfere diretamente nos mecanismos de formação e desprendimento das bolhas de vapor da superfície aquecida. Kandlikar (2001) mostrou que o aumento da molhabilidade da superfície induz o aumento do fluxo de calor crítico. Truong *et al.* (2008) mostraram que tanto os mecanismos de intensificação do fluxo de calor crítico como os de deterioração do coeficiente de transferência de calor, são atribuídos à diminuição do ângulo de contato. Phan *et al.* (2009a) ressaltam a dificuldade experimental para variar o ângulo de contato, mantendo todos os outros parâmetros constantes.

Jeong *et al.* (2008) através de medições do ângulo de contato do líquido, em superfícies depositadas com o surfactante fosfato trissódico e o nanofluido de óxido de alumínio, mostraram aumento na molhabilidade da superfície e do fluxo de calor crítico para ambas as situações.

Heitich *et al.* (2012) mostraram que substratos nanoestruturados apresentaram uma redução do ângulo de contato estático e de recuo e um aumento do fluxo de calor crítico (FCC). As nanoestruturas formadas com maguemita mostraram uma superfície completamente molhante

e um elevado FCC em comparação com as superfícies revestidas com molibdênio.

A partir de resultados obtidos experimentalmente, Phan *et al.* (2009a ; 2009b) mostram que em superfícies de aquecimento com grandes diferenças de molhabilidade, o comportamento do fenômeno de ebulição e dinâmica de bolhas assume características completamente distintas. Para uma superfície hidrofóbica, e portanto não molhante, as bolhas tendem a surgir a um nível relativamente mais baixo de superaquecimento de parede. Também devido à molhabilidade pobre do líquido, as bolhas tendem a não se separar da superfície de aquecimento enquanto elas se coalescem com bolhas adjacentes. Ao contrário, em uma superfície hidrofílica, as bolhas tendem a tomar uma forma esférica com raios relativamente maiores e frequências de saída mais baixas.

2.11 FLUXO DE CALOR CRÍTICO

Existe um limite físico para o regime de ebulição nucleada a partir do qual se torna pouco provável manter o resfriamento de uma superfície. Isto ocorre porque, à medida que o fluxo de calor aumenta, a frequência de bolhas aumenta, tornando mais difícil o acesso do líquido à superfície podendo causar sua secagem. O fenômeno é conhecido por crise de ebulição e representa o máximo fluxo de calor que se pode fornecer ao fluido no regime de ebulição nucleada. O fluxo de calor para o qual esse nível de fluxo de calor é alcançado é chamado de Fluxo de Calor Crítico (FCC). Uma vez atingido esse ponto, quando o modo de aquecimento é por fluxo de calor constante, a perda do dispositivo utilizado é inevitável, pois pode acontecer a fusão do material.

Devido à sua importância em inúmeras aplicações envolvendo dissipação de calor, torna-se essencial antever seu comportamento a fim de garantir a integridade dos dispositivos utilizados quando o fluxo de calor é imposto. Pensando nisso, muitos modelos foram propostos ao longo dos anos para explicar e prever o fluxo de calor crítico.

O modelo de Zuber (1959) foi desenvolvido para prever o fluxo de calor crítico para o regime de ebulição sobre uma superfície plana horizontal e infinita. O modelo de Zuber baseia-se no postulado de que o FCC é atingido devido a instabilidades hidrodinâmicas. Segundo este modelo, dois tipos de instabilidades hidrodinâmicas, de Taylor e de Helmholtz, agem conjuntamente. As instabilidades de Taylor seriam àquelas que ocorrem na interface vapor-líquido, normal ao vetor aceleração da gravidade, e as instabilidades de Helmholtz acontecem na interface vapor-líquido de uma coluna de vapor vertical que serve de cami-

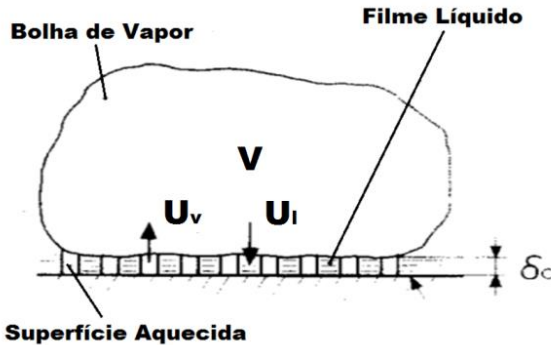
nho de escape para o vapor. Assim, bem próximo do fluxo de calor crítico, a frequência de formação de bolhas se intensifica fazendo com que as bolhas sejam lançadas no líquido como numa espécie de jato de vapor. Por essa razão, o líquido ao chegar à superfície aquecida é vaporizado instantaneamente levando à crise de ebulição. Esse limite máximo é dado por:

$$q''_{\text{máx}} = 0,131\rho_v h_{lv} \left[\frac{\sigma(\rho_l - \rho_v)g}{\rho_v^2} \right]^{1/4} \quad (2.18)$$

onde, ρ_v , h_{lv} , σ , ρ_l , g e $q''_{\text{máx}}$, representam, respectivamente, a massa específica do vapor, o calor latente de vaporização, a tensão superficial, a massa específica do líquido, a gravidade e o fluxo de calor máximo.

Outro modelo utilizado para se entender crise de ebulição foi proposto por Haramura e Katto (1983), ver Figura 2.10.

Figura 2.10- Modelo de secagem da microcamada de Haramura e Katto (1983).



Os pesquisadores propuseram a existência de uma camada de líquido entre a superfície aquecida e as bolhas de vapor de grandes dimensões. Estas seriam formadas pela agregação de vapor gerado a partir de uma quantidade de raízes de vapor presas à superfície e/ou cavidades ativas embaixo dela. Essas bolhas de grandes dimensões “flutuariam” sobre a superfície, acumulando vapor até que a força de empuxo as puxasse para cima, para longe da superfície (Carey, 1992). De acordo com o modelo, as mini-colunas de vapor que alimentam a bolha de vapor maior estariam sujeitas às instabilidades de Helmholtz desde o início

de sua formação. Assim, a condição de fluxo crítico aconteceria quando a fina camada de líquido debaixo das grandes bolhas de vapor evaporasse completamente. O modelo de Haramura e Katto (1983) ficou conhecido como, modelo de secagem da microcamada.

Talvez o aspecto mais notável dos estudos envolvendo nanofluidos e/ou superfícies nanoestruturadas é justificado pelo aumento do fluxo de calor crítico, algo que se tornou quase que um consenso no meio científico. Apesar de se ter um grande número de estudos que relatam diferentes níveis de aumento, que podem variar entre 10% a 400% como mostraram (You *et al.* 2003, Park *et al.* 2009).

Atualmente destacam-se as pesquisas que têm sido feitas a fim de encontrar o método mais apropriado para aumentar o FCC, tais como rugosidade da superfície, tipo de revestimento, soluções utilizando surfactantes e nanofluidos, etc. Outro procedimento bastante atual consiste em se utilizar superfícies nanoestruturadas.

Jeong *et al.* (2008) avaliaram o comportamento do fluxo de calor crítico para superfícies depositadas com fosfato trissódico (Na_3PO_4) e óxido de alumínio (Al_2O_3) e obtiveram um aumento do FCC. Os pesquisadores efetuaram medições de ângulo de contato nessas superfícies, antes e após, a deposição das nanopartículas. Assim, justificaram o aumento do FCC à redução do ângulo de contato da água nas superfícies depositadas com nanopartículas.

2.12 CORRELAÇÕES PARA O COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

O coeficiente de transferência de calor, h , para a ebulição é definido como a razão entre o fluxo de calor cedido da superfície ao fluido e a diferença de temperatura entre a superfície aquecida e a de saturação do fluido.

$$h = \frac{q''}{T_p - T_{sat}} \quad (2.19)$$

no qual, q'' , T_p e T_{sat} representam, o fluxo de calor, a temperatura da superfície e a temperatura de saturação do fluido, respectivamente. Esta definição também é recomendada para a ebulição sub-resfriada, em que a temperatura do líquido encontra-se abaixo de T_{sat} , Carey (1992), devido ao reduzido efeito do sub-resfriamento sobre os mecanismos de transferência de calor durante a ebulição nucleada, conforme constatado por Reinaldo (1999) e Passos e Reinaldo (2000).

Os elevados fluxos de calor inerentes ao processo de ebulição nucleada, motivaram vários estudos visando à determinação do coeficiente de transferência de calor. Ao longo das últimas décadas várias correlações e modelos surgiram para a ebulição nucleada. A seguir, são apresentadas quatro dessas correlações mais utilizadas na literatura.

Rohsenow (1962) foi o primeiro a propor uma correlação para o cálculo do coeficiente de transferência de calor contendo características dos tipos de superfícies e fluido utilizados. A hipótese levantada pelo pesquisador como base para um modelo semi-empírico é que o movimento causado pelo crescimento e partida de bolhas de vapor seria similar ao transporte de calor na convecção forçada de um fluido monofásico. Neste caso, o número de Reynolds é calculado em função do movimento relativo das bolhas de vapor.

A correlação para o coeficiente de transferência de calor de Rohsenow é dada por:

$$h_{Rohs} = \mu_l h_{lv} \left[\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)} \right]^{-1/2} \left(\frac{Cp_l}{C_{sf} h_{lv} Pr_l^s} \right)^3 [T_p - T_{sat}(p_l)]^2 \quad (2.20)$$

Na Eq. 2.20o coeficiente s , adimensional, tem valor 1,7, conforme recomendado por Carey (1992), para fluidos refrigerantes. O coeficiente C_{sf} , depende da relação entre superfície/líquido. Os valores desses coeficientes são calculados experimentalmente de acordo com a superfície e fluido de interesse, contudo, um valor de 0,013 para o C_{sf} é recomendado como primeira aproximação quando não se conhece as relações entre o sólido/líquido de interesse, segundo Carey (1992). No entanto, Bar-Cohen *et al.* (2006) depois de analisarem vários fluidos refrigerantes, sugerem utilizar valores de C_{sf} entre 0,0032 a 0,0095 que são mais apropriados e devem ser ajustados de acordo com a escolha do pesquisador.

Borishanski (1969), a partir de dados experimentais, desenvolveu a correlação para o coeficiente de transferência de calor, h , como sendo função da pressão reduzida do fluido refrigerante, p_r , do fluxo de calor, q'' , e da pressão crítica do líquido, p_c .

$$h_{Bo} = A \cdot F(p_r) \cdot q''^{0,7} \quad (2.21)$$

onde,

$$A = 0,1011 p_c^{0,69} \quad (2.22)$$

$$F(p_r) = 1,8 p_r^{0,17} + 4 p_r^{1,2} + 10 p_r^{10} \quad (2.23)$$

Stephan e Abdelsalam (1980) propuseram uma correlação utilizando grupos adimensionais incorporando propriedades de transporte relacionadas à transferência de calor para a ebulição nucleada, e através de uma análise de regressão linear de um banco de dados obtiveram para fluidos refrigerantes, a seguinte equação,

$$h_{SA} = 207 \frac{k_l}{d_b} \left(\frac{q'' d_b}{k_l T_{sat}} \right)^{0,745} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right)^{0,581} Pr_l^{0,533} R_p^{0,133} \quad (2.24)$$

onde d_b é o diâmetro de partida da bolha calculado a partir da equação (Stephan, 1992):

$$d_b = 0,0149\theta \left[\frac{2\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)} \right]^{1/2} \quad (2.25)$$

Esta correlação leva em consideração a rugosidade da superfície aquecida, R_p , e o ângulo de contato líquido/superfície, θ . Os autores indicam o valor de 35° para o ângulo de contato de fluidos refrigerantes, como é o caso do HFE7100. No entanto, este fluido não foi testado por Stephan e Abdelsalam (1980). Segundo Kwark *et al.* (2011), o valor do ângulo de contato para o HFE7100 é de 5° . Estes autores realizaram estudos sobre a mudança no ângulo de contato para os fluidos HFE7100, etanol e água sobre uma superfície aquecida de cobre.

Cooper (1984) desenvolveu uma correlação para o coeficiente de transferência de calor utilizando cerca de 6000 pontos experimentais obtidos em trabalhos publicados na literatura, expressando h , em função da pressão reduzida, p_r , do fluxo de calor, q'' , do peso molecular, M e da rugosidade da superfície, R_p .

$$h_{Cooper} = 55 p_r^b (-\log p_r)^{-0,55} M^{-0,5} q''^{0,67} \quad (2.26)$$

onde

$$b = 0,12 - 0,2 \log R_p \quad (2.27)$$

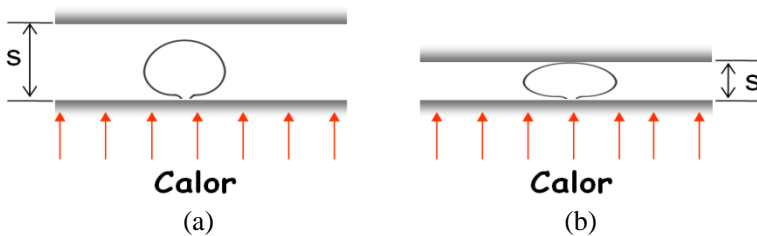
Deve-se considerar para as quatro correlações analisadas, anteriormente, que todas foram desenvolvidas considerando o regime de ebulição nucleada sem confinamento.

2.13 EBULIÇÃO NUCLEADA CONFINADA

Em vários sistemas de aplicações industriais existe a necessidade de resfriamento utilizando fluidos refrigerantes. Em muitos casos, o espaço reservado ao líquido é pequeno. Nessas situações, após a formação e o crescimento das bolhas de vapor, pode ocorrer a deformação das mesmas e sua retenção por maior tempo, no espaço confinado. Quando isso ocorre, o processo de ebulição nucleada pode apresentar mecanismos distintos das situações em que a superfície aquecida é sujeita ao resfriamento por ebulição com face voltada para cima, situação em que as bolhas de vapor criadas não sofrem restrição de espaço ou bloqueio de passagem para o fluido acima da superfície, fora da camada limite.

Nos esquemas das Figuras 2.11 (a)-(b) são representadas duas situações: a) em que a bolha tem espaço para crescer e se afastar da superfície aquecida e b) em que a ebulição ocorre em espaço confinado.

Figura 2.11- Ilustração representativa do crescimento de uma bolha de vapor: (a) em espaço não confinado e (b) em espaço confinado.



O nível de confinamento pode ser representado, de forma simplificada, por meio de um número adimensional definido como sendo a razão entre a distância, s , entre as duas superfícies e, L_b , o comprimento capilar do fluido. O número adimensional de Bond (Yao e Chang, 1983) é dado por:

$$Bo = \frac{s}{L_b} \quad (2.28)$$

O comprimento capilar, L_b , é da ordem do diâmetro de partida das bolhas de vapor, conforme Carey (1992), e pode ser expresso por:

$$L_b = \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} \quad (2.29)$$

no qual g representa a aceleração da gravidade, σ a tensão superficial e ρ_l e ρ_v representam a massa específica do líquido e do vapor, respectivamente.

Duas tendências fundamentais podem surgir a partir de uma rápida análise das equações anteriores. Primeiro, se o diâmetro das bolhas de vapor formadas durante o regime de ebulição for menor do que o comprimento característico, s , a tendência é a de que as bolhas se apresentem isoladas, neste caso, $B_o > 1$. Por outro lado, se o comprimento capilar for maior do que s , neste caso, $B_o < 1$, as bolhas se deformarão e vão se unir às bolhas vizinhas fazendo com que aumente a área de contato da película líquida entre a superfície aquecida e a base da bolha de vapor. Katto *et al.* (1977) e Ishibashi e Nishikawa (1969) inferiram que quando isso acontece, a transferência de calor se intensifica por causa da vaporização de líquido superaquecido da microcamada, desde que mantidos baixos os fluxos de calor e o regime seja o de ebulição saturada.

Passos *et al.* (2004) mostraram o efeito do confinamento sobre a curva parcial de ebulição para o fluido FC-72, à temperatura de saturação, para níveis de confinamento distintos ($s = 0,2; 0,5; 1,0$ e 13mm). Para $s = 0,2$ e $0,5\text{mm}$ e para fluxos de calor entre 5 e 22 kW/m^2 , o valor do superaquecimento foi menor quando comparado com o caso em que $s = 13\text{mm}$, mostrando um aumento do coeficiente de transferência de calor.

Passos *et al.* (2005a) relataram resultados para a ebulição confinada e não confinada dos fluidos FC-72 e FC-87 à pressão atmosférica, para baixos e moderados fluxos de calor (inferiores a 45 kW/m^2) sobre uma superfície de aquecimento de face voltada para baixo. Os resultados experimentais mostraram um aumento do coeficiente de transferência de calor para $s = 0,2$ e $0,5\text{mm}$ e, um aumento maior do coeficiente de transferência de calor para a ebulição do FC-72 comparada à ebulição do FC-87. Em Passos *et al.* (2005b) são apresentadas fotografias do meio bifásico no espaço confinado horizontal durante o processo de ebulição confinada do FC-72 mostrando os diferentes mecanismos em função do confinamento e do fluxo de calor, para um disco de cobre aquecido voltado para baixo.

Cardoso *et al.* (2011) estudaram experimentalmente a ebulição nucleada saturada do n-Pentano sobre uma superfície aquecida voltada para cima para diferentes níveis de espaçamento ($s = 0,2; 0,5; 0,7$ e 13

mm). Os autores analisaram as curvas parciais de ebulição e observaram um efeito do confinamento apenas para $s = 0,2\text{mm}$ e que o coeficiente de transferência de calor aumenta com o aumento do confinamento (redução do espaçamento).

Guglielmini *et al.* (2009), utilizando o fluido HFE7100 à temperatura de saturação e pressão atmosférica, analisaram o comportamento da transferência de calor e do fluxo de calor crítico durante o regime de ebulição nucleada para uma superfície circular de cobre com 30mm de diâmetro. Os pesquisadores variaram o nível de confinamento e diâmetro do confinador ($D = 30$ e 60mm) e constataram, para altos valores de superaquecimento, um decréscimo no coeficiente de transferência de calor e no fluxo de calor crítico quando a distância entre as superfícies aquecida e não aquecida diminuiu. Além disso, para todos os níveis de confinamento analisados, este decréscimo foi menos pronunciado para o caso em que o elemento confinador é menor ($D = 30\text{mm}$).

Cardoso (2009) estudou o regime de ebulição nucleada para o fluido n-Pentano, à temperatura de saturação e pressão de 1atm, sobre três diferentes superfícies de cobre: 12mm de diâmetro, 20mm de diâmetro com uma cavidade reentrante não caracterizada e 20mm de diâmetro, níveis de confinamento correspondentes a $s = 0,1; 0,2; 0,5; 0,7$ e 13mm. De modo geral, houve um aumento na transferência de calor à medida que s diminuiu. Ao comparar os diferentes diâmetros de superfície, Cardoso (2010) mostrou o aumento do coeficiente de transferência de calor para a superfície de diâmetro menor, sendo seu efeito ainda maior para o meio confinado.

Yang e Liu (2013) testaram cinco tipos de revestimentos superficiais micro-porosos (não nano-partículas) com espessuras de 81, 109, 150, 182 e 225 μm em espaços confinados e não confinados. O micro revestimento poroso utilizado pelos pesquisadores consistiu de partículas de alumínio com diâmetros variando de 11 a 38 μm , misturadas com um aglutinante (OB-200) e Metil etil cetona, que serviu para desenvolver uma espécie de tinta e, ser pulverizada sobre a superfície de aquecimento criando um revestimento micro-poroso. A partir dos resultados obtidos, os pesquisadores concluíram que o coeficiente de transferência de calor para as superfícies analisadas foi afetado pelos seguintes parâmetros: (a) alterações no número de sítios de nucleação ativos, (b) o tempo de permanência da bolha sobre a superfície aquecida é aumentado e (c) alterações na resistência térmica da camada de revestimento microporosa. Yang e Liu (2013), ao analisarem estas cinco superfícies revestidas com camadas distintas de partículas, constataram que o coeficiente de transferência de calor em meio confinado aumenta para as

superfícies revestidas à medida que se aumenta o fluxo de calor, até fluxos de calor menores do que 150W/m^2 . Para fluxos de calor maiores do que este, o coeficiente de transferência de calor diminui. Os pesquisadores mostram também, que a redução do coeficiente de transferência de calor para fluxos maiores do que 150W/m^2 é mais significativo em meio confinado. Eles explicam que a restrição de espaço físico dificulta a saída de vapor da superfície de aquecimento formando uma grande massa de vapor na região, aumentando o superaquecimento necessário para manter a ebulição e, conseqüentemente, degradando o coeficiente de transferência de calor.

Souza (2010) estudou o efeito do confinamento sobre a transferência de calor durante o regime de ebulição nucleada sub-resfriada do n-Pentano. A seção de teste utilizada era constituída por um disco de cobre de 12mm de diâmetro e 3mm de espessura. Três níveis de confinamento foram analisados, $s = 0,3$; 0,9 e 11,0mm, onde se mostrou um aumento na transferência de calor quando se comparam as duas situações confinadas ($s = 0,3$ e 0,9mm) com a condição sem confinamento ($s = 11,0\text{mm}$). Contudo, ao se comparar as duas condições confinadas entre si, mostra-se uma redução do coeficiente de transferência de calor para a condição de maior confinamento, ou seja, $s = 0,3\text{mm}$.

Para explicar o resultado oposto ao encontrado para o regime de ebulição nucleada saturada, o autor explica que o espaço limitado dificulta a circulação natural ou induzida do líquido. Sem o efeito da convecção natural, no equilíbrio, a situação eficiente é quando se tem a vaporização da microcamada e condensação no outro extremo da bolha (como ocorre na ebulição saturada). Quando o nível de confinamento não é tão elevado (para o caso, $s = 0,9\text{mm}$) existe um equilíbrio entre as taxas de evaporação e de condensação. Quando se confina muito ($s = 0,3\text{mm}$), a condensação fica prejudicada, pois a temperatura média do líquido presente na região entre as duas superfícies se eleva e a bolha tem que crescer de volume, por que a vaporização continua. A partir de certo ponto, como a vazão de líquido para a região entre a bolha e a superfície aquecida diminui, ocorre um processo de secagem progressiva da microcamada de líquido, causando a queda do coeficiente de transferência de calor.

Souza *et al.*(2013) mostraram o efeito do confinamento para a transferência de calor sob ausência de gravidade, para a seção de teste, descrita anteriormente. Para $s = 0,3\text{mm}$ sob condição de microgravidade, o coeficiente de transferência de calor foi cerca de 20% menor do que os valores obtidos em gravidade terrestre. Em ambiente de microgravidade, sem o efeito da força de empuxo, as bolhas de vapor sobre a

superfície de aquecimento têm seu tamanho e volumes aumentados e tempo de desprendimento atrasado, originando uma grande massa de vapor na região confinada. Além da ausência de empuxo, a redução de espaço físico causado pelo meio confinado inibe o efeito de resfriamento na região resultando na redução do coeficiente de transferência de calor.

Para o caso sem confinamento em condições de microgravidade, houve uma redução do coeficiente de transferência de calor com o aumento do fluxo de calor.

Cardoso *et al.* (2011) estudaram o efeito da orientação da superfície aquecedora, uma de face voltada para baixo e outra de face voltada para cima, no regime de ebulição nucleada saturada, para um disco de cobre de 12mm de diâmetro, dois tipos de elementos confinadores e dois fluidos de trabalho, FC-72 e FC-87. Para ambas as superfícies analisadas os pesquisadores mostraram tendência similar: aumento da transferência de calor com o aumento do confinamento, para faixas de baixos e moderados fluxos de calor. A superfície de aquecimento com face voltada para baixo apresentou coeficiente de transferência de calor maior do que a de face voltada para cima. Os autores explicam que a gravidade funciona como um elemento confinador por achatar as bolhas ao longo da superfície aquecida o que favorece a transferência de calor nessas circunstâncias. O superaquecimento mínimo para o início da ebulição é menor para o FC-87 do que para o FC-72, o que contribuiu para uma melhor transferência de calor do FC-87.

Stutz *et al.* (2011) mostram a evolução do fluxo de calor crítico como função do confinamento para o regime de ebulição saturada, utilizando uma superfície de cobre de face voltada para cima e fluido de trabalho n-pentano. Mudanças significativas aparecem quando a distância s atinge um valor próximo do comprimento capilar, L_b . Tendência semelhante havia sido apontada por Katto *et al.* (1977) ao estudarem o fenômeno utilizando a água como fluido de trabalho. Os pesquisadores explicam que nas regiões de altos fluxos de calor, a limitação de espaço físico devido ao confinamento induz o acúmulo de bolhas de vapor entre as superfícies. Assim, a redução do tamanho da abertura leva ao aumento do período de espera desses bolsões de vapor, causando a antecipação do fluxo de calor crítico, quando comparado à mesma superfície aquecida, sem confinamento.

2.14 RESUMO

Nesta revisão da literatura especializada foram abordados os principais conceitos físicos envolvidos durante o processo de transferência de calor por ebulição. A síntese dos resultados analisados neste capítulo indicam a existência de aspectos favoráveis e não favoráveis à utilização de nanoestruturas para a transferência de calor em regime de ebulição nucleada.

O enfoque principal desse trabalho é mostrar que ao se utilizar nanopartículas para revestir determinado substrato pode-se obter resultados favoráveis à transferência de calor, dependendo da relação entre a rugosidade da superfície e o tamanho de nanopartículas utilizadas. Também foram revistos modelos para a predição do número de sítios de nucleação ativados visando a explicar os resultados para os coeficientes de transferência de calor obtidos no presente trabalho de tese.

A revisão da literatura mostrou, ainda, que há uma lacuna no que diz respeito à influência das superfícies nanoestruturadas sobre os mecanismos de transferência de calor em regime de ebulição nucleada. Para o caso confinado, não há indício de nenhuma pesquisa que tenha envolvido concomitantemente os dois tópicos: nanoestruturas e confinamento.

Do conjunto de trabalhos experimentais apresentados nesse capítulo, apenas Yang e Liu (2013) estudaram o papel do confinamento em superfícies modificadas, no entanto, essas superfícies não eram revestidas por nanopartículas. Sendo assim, a presente pesquisa aborda uma nova interpretação para explicar os diferentes valores obtidos para o coeficiente de transferência de calor ao se utilizar superfícies nanoestruturadas. Mostra-se a necessidade de considerar também a densidade de sítios de nucleação ativos e não somente a relação rugosidade de superfície/tamanho de nanopartículas, conforme discutido por Narayan *et al.* (2007).

O caráter inovador deste trabalho consiste no estudo, teórico e experimental, da influência simultânea de superfícies nanoestruturadas e do grau de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor.

3. APARATO E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 INTRODUÇÃO

A qualidade de um trabalho experimental está associada ao seu grau de reprodutibilidade dos resultados que, por sua vez, depende da boa escolha dos procedimentos experimentais. Para as análises sugeridas, foi utilizada uma bancada experimental, desenvolvida no LEPTEN, durante o mestrado de Rainho Neto (2011). O projeto da bancada em questão beneficiou-se de projetos anteriores de bancadas similares, também projetadas no LEPTEN, na mesma linha de pesquisa em ebulição nucleada, Passos *et al.* (2005a, 2005b), Cardoso (2005, 2010), Cardoso *et al.* (2009, 2011). Como será visto, na sequência, a bancada possibilita, com certa facilidade, a troca das seções de teste utilizadas, a visualização do fenômeno de ebulição através de câmera de alta velocidade e o controle das condições de teste.

Os testes foram realizados sobre uma superfície de cobre, em forma de disco, com diâmetro de 12mm, aquecido por uma resistência do tipo “*skin heater*”. O fenômeno de ebulição foi gerado a partir da superfície de cobre disposta na horizontal e com a face aquecida voltada para cima.

As análises experimentais foram feitas para duas superfícies com rugosidades distintas, a fim de avaliar a influência de tal parâmetro na transferência de calor. Com as duas rugosidades fixadas, as superfícies receberam um revestimento de nanopartículas de 10nm de diâmetro numa das etapas dos testes e um revestimento de nanopartículas de 80nm de diâmetro em outra oportunidade. Foi definida também, durante a preparação das nanoestruturas, uma concentração fixa de 0,29g/L de nanofluido de maguemita.

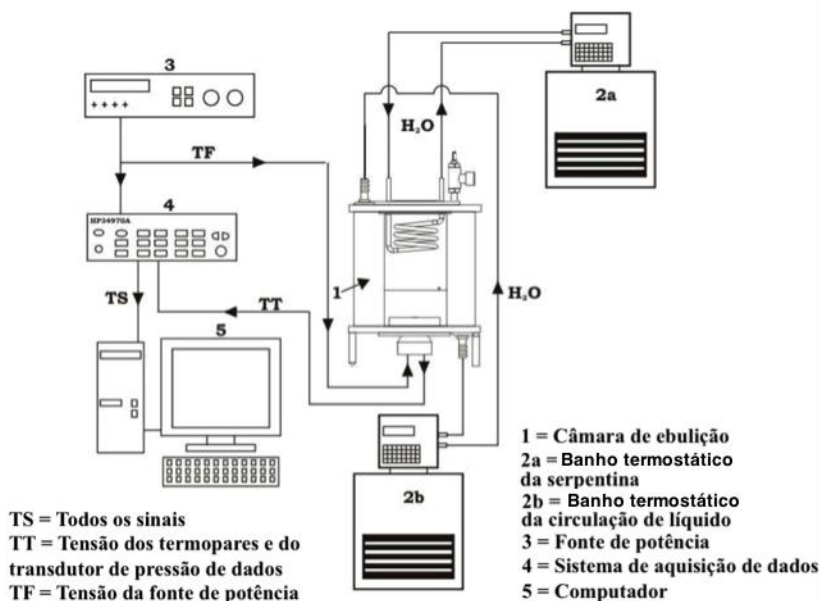
O objetivo principal do trabalho é analisar o efeito, sobre a transferência de calor, da razão entre a rugosidade da superfície e o tamanho das nanopartículas depositadas sobre um substrato de cobre durante a ebulição nucleada do HFE7100 (à pressão atmosférica e temperatura de saturação) e para três níveis de confinamento escolhidos.

Os principais detalhes do aparato experimental, da preparação das nanoestruturas, dos métodos utilizados para medida de rugosidade das superfícies e ângulo de contato, das análises microscópicas das superfícies, do processo de carregamento da câmara de ebulição, das calibrações realizadas, das análises de incerteza experimental e do procedimento experimental são apresentados neste capítulo.

3.2 DESCRIÇÃO DA BANCADA EXPERIMENTAL

O esquema do aparato experimental é mostrado na Figura 3.1. O aparato é formado basicamente por uma câmara de ebulição, item 1, por dois banhos termostáticos que permitem a circulação de água pela serpentina no interior da câmara de ebulição, item 2a, e outro que provê o aquecimento ao redor da câmara de ebulição, item 2b, um sistema de fornecimento de potência, item 3, um sistema de aquisição de dados, item 4 e um computador, item 5.

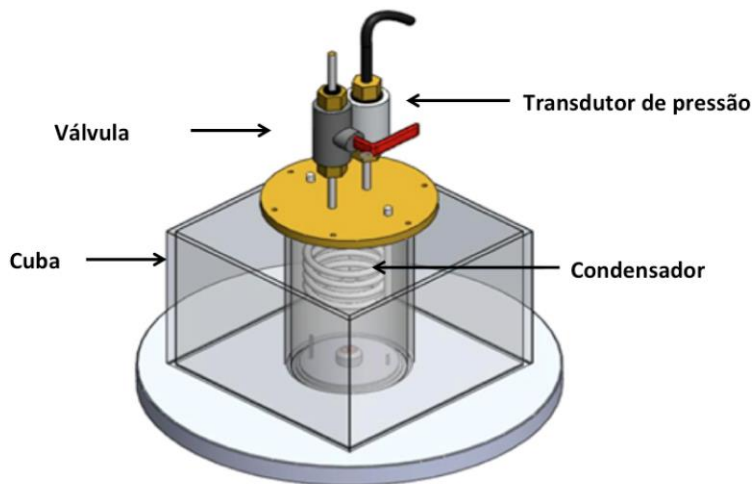
Figura3.1-Esquema do aparato experimental.



O reservatório de água é constituído por uma seção transversal quadrada de $170 \times 170 \text{ mm}^2$ com paredes em acrílico transparente, que está fixada sobre uma base de aço inoxidável AISI 316. A função deste item é permitir a circulação de água, a baixa vazão, a fim de garantir que a temperatura do fluido de trabalho seja mantida à temperatura de saturação e que não ocorram perdas de calor do fluido pela lateral da câmara de ebulição. A circulação forçada de água é controlada por um banho termostático LAUDA RK20 KP.

Um tubo de vidro com 90mm de diâmetro interno, 100mm de diâmetro externo e altura de 175mm constitui a câmara de ebulição, ver Figura 3.2. Dentro da câmara de ebulição, na parte superior, está instalado um condensador tipo serpentina e em seu interior circula água de resfriamento, com temperatura e vazão controladas por um segundo banho termostático, como descrito anteriormente. A função desse condensador é controlar a pressão no interior da câmara de ebulição. No exterior da bancada, na parte superior, existe uma válvula utilizada para fazer o carregamento do fluido de trabalho na câmara de ebulição, e uma entrada para o transdutor de pressão absoluta, ambos instalados sobre uma tampa de aço inoxidável. O transdutor de pressão absoluta é da marca Ômega, modelo PX821-010DV, com capacidade de leitura diferencial de até 6,90 MPa.

Figura 3.2—Esquema da câmara de ebulição.

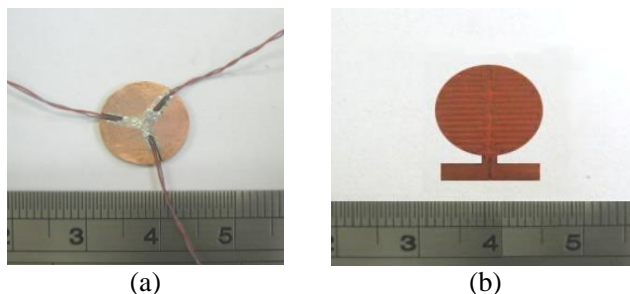


No interior da câmara de ebulição, na parte inferior, sobre uma base de teflon em forma de disco, está fixada a seção de teste e dois termopares do tipo K (Cromel/Alumel) para medir a temperatura do líquido e do vapor. A seção de teste é constituída por um disco de cobre, com 12mm de diâmetro e 1,0mm de espessura, montada na extremidade de um tubo de PVC.

O disco de cobre é instrumentado com três termopares do tipo E (Cromel/Constantan), encaixados em rebaios e fixados com resina epóxi, no lado oposto àquele que estará em contato com o fluido de trabalho. As cavidades possuem 0,5mm de diâmetro e 0,5mm de profundidade, formando um ângulo de 120° entre si. A Figura 3.3.(a) mostra o posicionamento dos termopares sobre a seção de teste.

O disco de cobre é aquecido por uma resistência elétrica do tipo “*skin heater*”, Figura 3.3.(b), coladas sobre a parte inferior do disco de cobre logo abaixo dos três termopares com resina epóxi Araldite®. As resistências foram produzidas no Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas (LMPT) da UFSC. São construídas através da deposição de uma fina camada de constantan com 0,3mm de largura e 50µm de espessura, colocadas sobre folhas de Kapton e fixadas com resina epóxi.

Figura3.3- a) Posicionamento dos termopares sobre a seção de teste, b) resistência elétrica do tipo “*skin heater*”.



Tanto os termopares quanto a resistência *skin heater* são fixados, com resina epóxi, a um suporte cilíndrico de PVC com 20mm de diâmetro externo, que possui um chanfro de 45°. Um canal existente no suporte de PVC permite a passagem dos fios dos termopares e os cabos de alimentação da resistência elétrica, ver Figura3.4. Esse conjunto é fixado sobre uma base maior de teflon que tem espessura de 57,5mm, ver Figura 3.5. Para as vedações da câmara de ebulição e da cuba de acrílico transparente foram utilizadas pasta de vácuo e silicone, respectivamente.

Figura3.4- Esquema da montagem da seção de teste. 1) disco de cobre; 2) resistência elétrica; 3) e 4) furos de passagem para os cabos; 5) suporte de PVC.

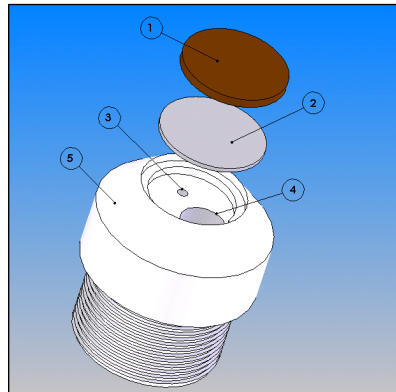
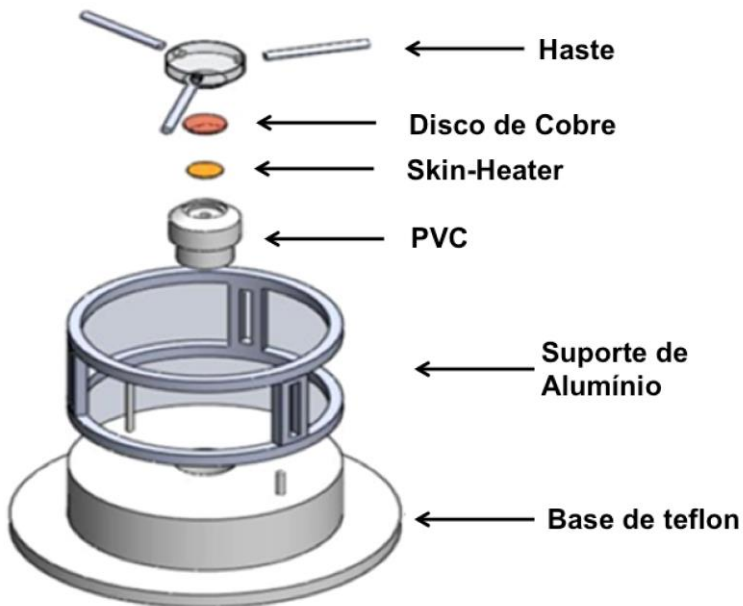


Figura3.5- Vista explodida da seção de teste e elemento confinador.

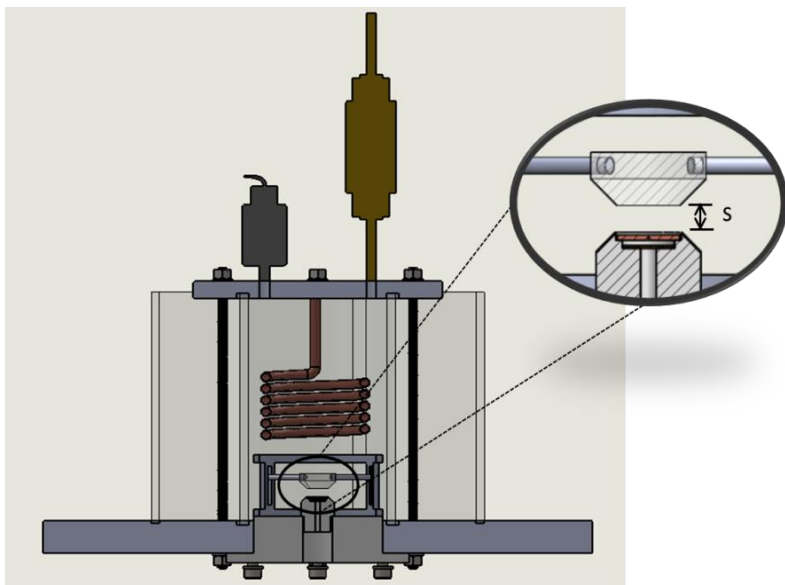


Para os testes que avaliam o efeito do confinamento sobre o fenômeno de ebulição, foi construído um conjunto extra, chamado de elemento confinador, como pode ser visto na Figura 3.5. Colocado sobre a base superior de teflon, ele é formado por um suporte de alumínio, três hastes de alumínio e uma peça de acrílico.

O suporte de alumínio tem 77mm de diâmetro e 40mm de altura, possui três colunas afastadas formando um ângulo de 120° . Estas possuem um trilho que permite o ajuste do espaçamento entre a superfície aquecedora e o elemento confinador. Os trilhos possuem 10mm de espessura e 15mm de comprimento. Para ajustar o nível de confinamento, foi utilizado um conjunto de escalas (lâminas) da marca BLATT. As hastes contendo a peça de acrílico são posicionadas entre os trilhos do suporte de alumínio e podem ser facilmente movidas. Assim, a lâmina com a espessura desejada, correspondente ao nível de confinamento escolhido, é colocada entre o disco de cobre e o conjunto hastes+peça de acrílico, em seguida, as hastes são coladas nos trilhos com resina epóxi.

Para evitar desalinhamento e falhas na montagem, o suporte de alumínio foi construído a partir de um bloco maciço de alumínio, constituindo assim, uma peça única, conforme descrito por Cardoso (2010).

Figura3.6- Detalhe da câmara de ebulição com o elemento confinador.



A Figura 3.6 mostra a câmara de ebulição e o elemento confinador preparado para os testes que simulam a restrição de espaço físico ou de confinamento. O espaçamento, s , representa a distância entre o disco de cobre e a peça de acrílico no interior da câmara de ebulição, como mostrado em detalhes na figura.

Para o fornecimento das tensões à resistência elétrica é utilizada uma fonte de potência HP, modelo 6030A, de 200 V e 17 A, com potência nominal de 1000 W.

O sistema de aquisição de dados utilizado é do fabricante Agilent, modelo 34970A, sendo responsável pela obtenção dos sinais de resposta dos termopares e do transdutor de pressão em milivolts. O software LABVIEW utilizado interpreta esses sinais e os converte em graus Celsius e em kPa, respectivamente. O *slot* do sistema de aquisição de dados, HP, é equipado internamente por uma compensação eletrônica de junta fria para condicionamento dos sinais dos termopares, no entanto, devido à dissipação de calor dos componentes eletrônicos no interior da unidade, discrepâncias de até 1,5 °C entre as temperaturas dos canais de aquisição podiam ser constatadas, como observaram Cardoso (2010) e Goss (2011). Para garantir medições precisas, foi colocada uma barra de cobre sobre os cabos de saída dos termopares e acrescentado a esta, um termistor de 12 k Ω . A barra de cobre foi envolvida em fita kapton para permitir que a temperatura indicada pelo termistor seja utilizada como referência para a temperatura de junta fria de todos os sinais dos termopares, antes da conversão de mV para °C, através de um polinômio de nono grau, conforme Holman (1989).

3.3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Foi utilizado como fluido de trabalho o HFE7100, à temperatura de saturação, $T_{\text{sat}} = 61^\circ\text{C}$, e a pressão atmosférica, $p = 100\text{kPa}$. O HFE7100 ($\text{C}_4\text{F}_9\text{OCH}_3$) é um fluido dielétrico utilizado para resfriamento por contato direto, principalmente em dispositivos eletrônicos como se verá na seção 3.7. Foram utilizados dois substratos como superfície de aquecimento: substrato liso e substrato rugoso. A superfície Lisa foi lixada com uma lixa #1200 e a Superfície Rugosa com uma lixa #600. Em seguida, para a realização dos testes com nanoestruturas, ambos os substratos receberam um revestimento de nanopartículas de maguemita. Em uma das etapas o revestimento foi feito utilizando nanopartículas de diâmetro médio de 10nm e em outra oportunidade utilizou-se nanopartículas de 80nm de diâmetro. Por conveniência, para a apresentação dos resultados, os substratos revestidos serão indicados pelo nome de

Mag_10nm e Mag_80nm, respectivamente. Para diferenciar sobre qual substrato o revestimento foi efetuado, as palavras, Liso e Rugoso, precederão as legendas. A Tabela 1, a seguir, apresenta os seis tipos de superfícies que foram testadas. Para cada tipo de superfície foram estudados os processos de ebulição com e sem confinamento.

Tabela.1 - Tipos de superfícies estudadas.

Superfície	Disco de cobre
Superfície Lisa	Disco de cobre sem deposição
Superfície Rugosa	Disco de cobre sem deposição
Sup. Lisa comMag_10nm	Disco de cobre liso com deposição de maguemita (d=10nm)
Sup. Rugosa com Mag_10nm	Disco de cobre rugoso com deposição de maguemita (d=10nm)
Sup. Lisa com Mag_80nm	Disco de cobre liso com deposição de maguemita (d=80nm)
Sup. Rugosa com Mag_80nm	Disco de cobre rugoso com deposição de maguemita (d=80nm).

Durante a realização dos testes em regime de ebulição nucleada seguiu-se sempre a mesma rotina, a fim de manter as mesmas condições iniciais e repetibilidade dos resultados:

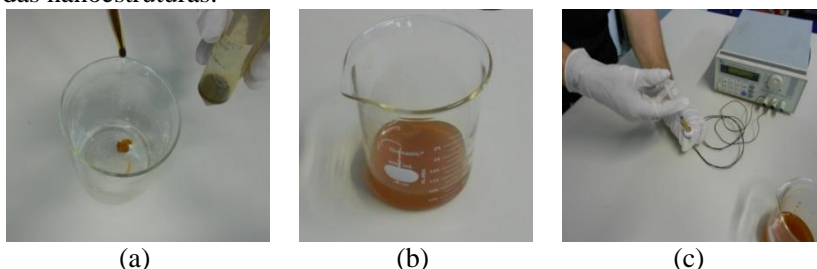
1ª Etapa – Preparação das Nanoestruturas:

Na presente pesquisa as nanopartículas de maguemita (γ - Fe_2O_3) utilizadas foram produzidas pelo Instituto de Física da Universidade de Brasília (NFA). As nanopartículas de γ – Fe_2O_3 utilizadas no trabalho são de dois diâmetros médios, 10nm e 80nm, e foram sintetizadas seguindo o método de Massart (1982), através da precipitação de sais de Fe^{2+} e Fe^{3+} em meio alcalino e disperso em água.

O processo de preparação das nanoestruturas se inicia com a preparação da solução aquosa contendo o tipo de nanopartículas, conforme ilustrado na Figura. 3.7 a-c. Nessa primeira etapa, as nanopartículas de maguemita são adicionadas a um fluido base, nesse caso água destilada (Fig.3.7.a), até se atingir o nível de concentração estabelecido de 0,29 g/L (Fig.3.7.b). Na sequência, a solução contendo o nanofluido passa por um banho ultrassônico afim de dispersar as nanopartículas no fluido base. Dois tamanhos distintos de nanopartículas foram utilizados no trabalho, como descrito anteriormente. As nanoestruturas são produ-

zidas através da deposição de maguemita pelo processo de evaporação. Com o auxílio de uma seringa, uma quantidade volumétrica do nanofluido é colocada sobre o disco de cobre, cuja face oposta está colada a um *skin heater* conectado a uma fonte de tensão, Fig.3.7.c. A passagem de corrente elétrica promove o aquecimento do disco de cobre e, consequentemente, a evaporação do líquido, restando apenas as nanopartículas depositadas e aderidas à superfície de cobre. Durante a etapa de revestimento, respeitou-se sempre o mesmo intervalo de tempo de deposição, cerca de 45 minutos, e tensão aplicada, de 5V.

Figura3.7 - Preparação das nanoestruturas. a) adição de nanopartículas ao fluido base, b) nanofluido a concentração desejada, c) revestimento das nanoestruturas.



2ª Etapa – Limpeza:

Toda a vidraria utilizada para conter o fluido de trabalho (HFE7100), antes de se proceder ao carregamento da câmara de ebulição, era lavada com álcool e acetona e secada com auxílio de uma pistola de ar quente. O fluido de trabalho era colocado em um balão volumétrico e aquecido a alguns graus acima de sua temperatura de saturação com a finalidade de eliminar a presença de gases não condensáveis. Antes do carregamento do fluido de trabalho na câmara de ebulição era feito vácuo a fim de eliminar a presença de impurezas no fluido.

3ª Etapa – Carregamento do fluido:

Após o resfriamento do fluido de trabalho o mesmo era colocado na câmara de ebulição por meio de uma mangueira de silicone conectada à válvula localizada na parte superior da bancada. Antes da abertura da válvula, foi tomado o cuidado de se manter uma coluna de líquido na

mangueira, a fim de se evitar a entrada de bolhas de ar na câmara de ebulição.

Conforme descrito na seção 3.2, p.44, a câmara de ebulição consiste de um tubo de vidro de 90mm de diâmetro interno e altura de 175mm. Assim, a altura média da coluna de líquido dentro do tubo foi de aproximadamente 35mm, o que corresponderia a cerca de 100mL do fluido de trabalho HFE7100.

4ª Etapa – Procedimentos dos testes:

Antes do início dos testes, eram ligados a fonte de potência ICEL PS6000, o sistema de aquisição HP 34970, o computador e os banhos termostáticos. Um dos banhos termostáticos controlava por meio de convecção forçada a água ao redor da câmara de ebulição e o segundo controlava a pressão no interior da mesma através de circulação de água na serpentina, como explicado anteriormente. Quando a leitura do termopar do tipo K em contato com o líquido no interior da câmara de ebulição indicava a temperatura de saturação de 61°C, o software LABVIEW era inicializado e os testes eram iniciados.

O programa executava as rotinas pré-estabelecidas pelo pesquisador, fornecendo à seção de teste a potência correspondente aos fluxos de calor pré-definidos. Os fluxos de calor utilizados ocorreram de forma crescente variando entre 5 a 70kW/m², com incrementos de 5 em 5kW/m². A fim de garantir a estabilização do processo de ebulição, a cada novo valor de fluxo de calor, o sistema era mantido naquela condição durante 15 minutos. O LABVIEW fazia a aquisição dos dados de temperatura e pressão, com taxas de 3 pontos/s. Apenas os últimos 90 pontos de temperatura adquiridos no intervalo de 15 min foram considerados para as análises apresentadas no presente trabalho.

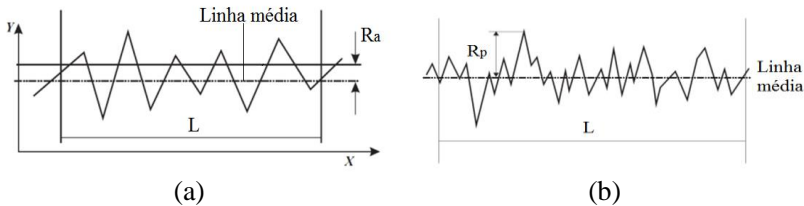
3.4 RUGOSIDADE DA SUPERFÍCIE

Conforme já mencionado, a superfície do disco de cobre, em contato com o fluido de trabalho, foi polida utilizando lixas com dois tipos de granulometria: #1200 e #600. Definiu-se como substrato liso aquele que recebeu o polimento utilizando uma lixa #1200 e como substrato rugoso o polido com a lixa #600, como descrito anteriormente. Os valores das rugosidades foram obtidos com um rugosímetro Taylor Hobson Talysurf Series i50 e as medições foram efetuadas pelo LABMETRO, pertencente à Fundação CERTI, na UFSC. As medidas de rugosidade foram feitas a partir da média de cinco pontos tomados sobre

a superfície do disco de cobre considerando um ponto central e outros quatro simétricos entre si.

Para os interesses da pesquisa em nucleação foram consideradas dois tipos de medidas de rugosidade, R_a e R_p , onde a rugosidade R_a representa uma média aritmética dos valores absolutos das ordenadas, Y , em relação a linha média em um comprimento de amostragem, conforme descrito por Cardoso (2005) e Rocha (2007) e visualizados na Figura 3.8.(a). A rugosidade R_p representa a profundidade de alisamento, definida como sendo a distância do ponto mais alto do perfil de rugosidade à linha média, Figura 3.8.(b).

Figura3.8-(a) Determinação de R_a ; (b) determinação de R_p .



A Tabela 2 indica os valores das rugosidades dos substratos utilizados na pesquisa. As medidas foram efetuadas antes e após a deposição de nanopartículas.

Tabela.2 Medidas de rugosidades dos substratos.

Substratos	Liso		Rugoso	
	R_a (μm)	R_p (μm)	R_a (μm)	R_p (μm)
Sem deposição	0,022	0,065	0,168	0,865
Com Mag_10nm	0,030	0,082	0,173	0,896
Com Mag_80nm	0,039	0,111	0,332	1,272

3.5 ÂNGULO DE CONTATO DOS SUBSTRATOS

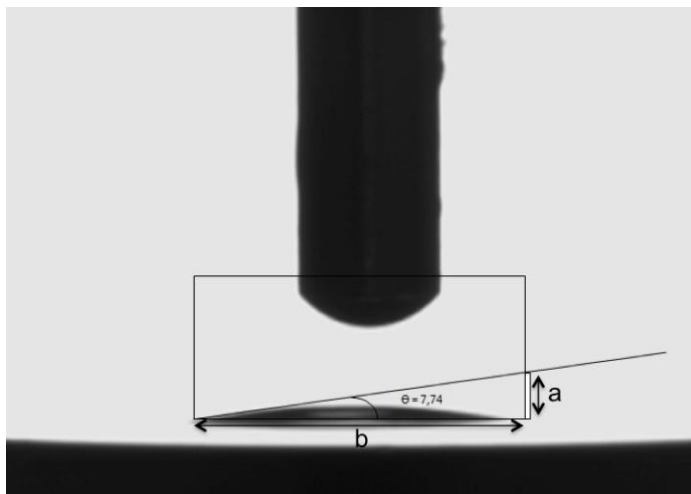
As análises de molhabilidade do líquido HFE7100 em contato com os substratos foram feitas utilizando como parâmetro de medição os ângulos de contato estático (θ), ângulo de avanço (θ_a) e ângulo de recuo (θ_{rc}). O dispositivo utilizado para a análise foi um goniômetro

OCA-20 (DataPhysics Instruments) do LMPT da UFSC. Os resultados do instrumento de medição são determinados através da equação de Young – Dupré, conforme descrito por Heitich, 2012, definida, a partir de condições de equilíbrio entre uma gota simétrica e uma superfície sólida, plana, horizontal e homogênea. Foram consideradas nessas condições, os ângulos dinâmicos de avanço e de recuo como sendo iguais ao estático.

Os ângulos de contato medidos para as superfícies lisa e rugosa, sem deposição de nanopartículas, mostraram molhabilidade elevada ou baixo ângulo de contato, $\theta < 10^\circ$. Devido às irregularidades, para as medidas de ângulo de contato das superfícies nanoestruturadas, a equação de Young – Dupré deve ser modificada. Nesse caso, o ângulo medido é o ângulo aparente. Os resultados obtidos para as superfícies revestidas foram idênticos aos casos anteriores. Este comportamento era esperado, pois o fluido de trabalho apresenta baixa tensão superficial (cerca de 0,013N/m) quando comparada com a da água (em torno de 0,060N/m, à temperatura de saturação e pressão de 1 atm), ou seja, é um fluido molhante. Na realidade, isso acontece devido às limitações técnicas do equipamento, que não permitem obter medidas de ângulo de contato quando este é menor do que 10° .

A Figura 3.9, mostra um ângulo de contato de aproximadamente $7,74^\circ$.

Figura 3. 9-Resultados do ensaio de molhabilidade para os substratos.



Esse valor foi adquirido, utilizando imagens obtidas a partir das medidas do goniômetro e a relação trigonométrica: $\theta = \arctg(a/b)$, sendo possível estimar o ângulo de contato utilizado na presente pesquisa. O ângulo é utilizado na correlação de Stephan e Abdelsalam (1980), uma das correlações da literatura apresentadas no segundo capítulo, pp.35, equação 2.24, para comparação com os resultados obtidos experimentalmente para o coeficiente de transferência de calor.

3.6 ANÁLISES MICROESTRUTURAIS DAS AMOSTRAS

Análises de microscopia eletrônica mostrando as superfícies antes e após a deposição de nanopartículas, distribuição de grãos e morfologia, grau de adesão dos elementos químicos da magueimita nos substratos, são explorados nessa seção.

As imagens apresentadas a seguir, Figuras 3.10 e 3.11, foram obtidas utilizando microscopia eletrônica de varredura (MEV) e mostram a topografia das superfícies utilizadas na pesquisa, sem a deposição de nanopartículas.

Figura 3.10-Análises de microscopia eletrônica de varredura para o substrato liso de cobre.

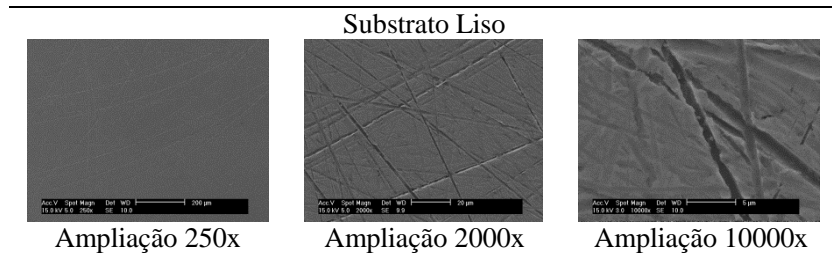
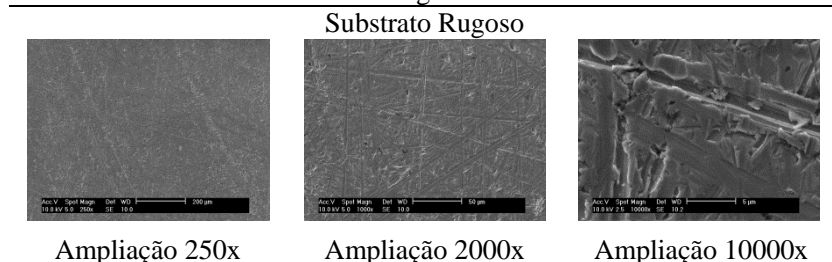


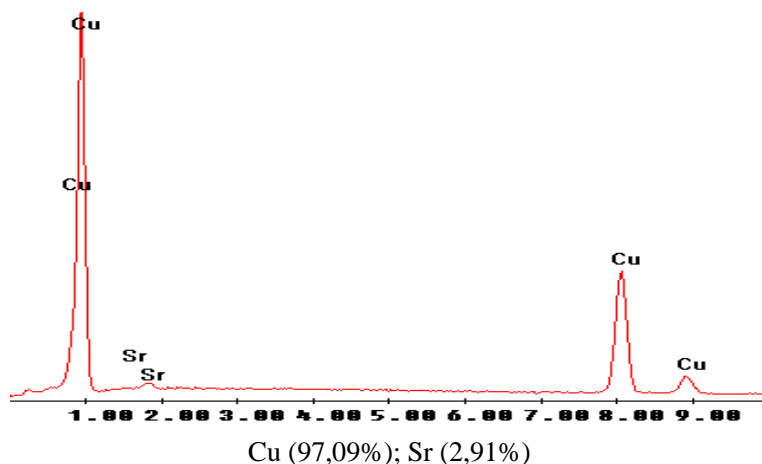
Figura 3.11-Análises de microscopia eletrônica de varredura para o substrato rugoso de cobre.



As imagens revelam irregularidades topográficas mais acentuadas para o substrato rugoso, Figura 3.11. O conhecimento do tipo de superfície é importante para a análise dos testes de ebulição. Superfícies rugosas são mais susceptíveis ao aumento do coeficiente de transferência de calor durante o regime de ebulição nucleada, favorecidas pelo maior número de sítios de nucleação.

A Figura 3.12 mostra o nível de pureza do substrato de cobre, obtido também por microscopia eletrônica, antes da realização dos ensaios. O substrato apresentou 97,09% de Cu e 2,91% de Sr como material residual. Essa análise superficial é importante, pois, na sequência, ambos os substratos são revestidos por camada(s) de nanopartículas de maguemitita. Assim, a qualidade do revestimento pode ser confirmada através da análise de composição química dos elementos correspondentes.

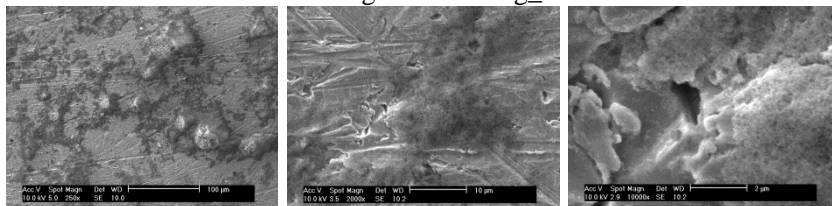
Figura 3.12-Análisequímica dos substratos antes da deposição de nanopartículas.



A Figura 3.13, a seguir, mostra a superfície rugosa revestida com nanopartículas de maguemitita de diâmetro médio de 10nm.

Figura 3.13-Análises de microscopia eletrônica de varredura para o substrato rugoso com deposição de maguemita (10nm de diâmetro).

Substrato Rugoso com Mag_10nm



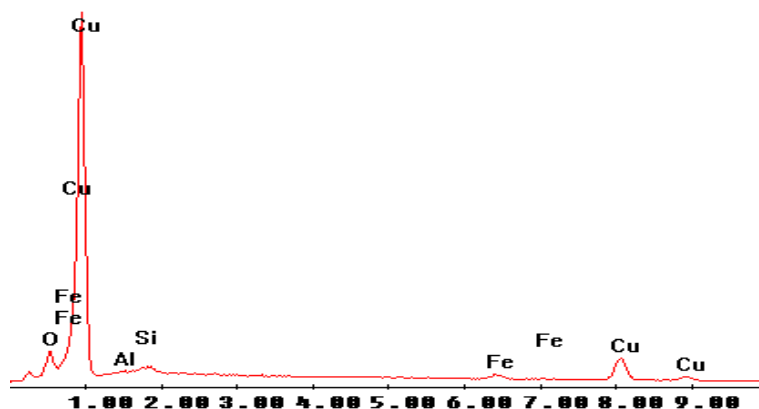
Ampliação 250x

Ampliação 2000x

Ampliação 10000x

Através da sequência de ampliações mostradas na figura é possível distinguir as regiões com grandes acúmulos de nanopartículas daquelas mais escassas em nanopartículas. A partir da análise química da amostra, Figura 3.14, os constituintes básicos da maguemita, ferro e oxigênio, aparecem em quantidades depositadas em torno de 15 e 4%, respectivamente.

Figura 3.14-Análise química do substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro.

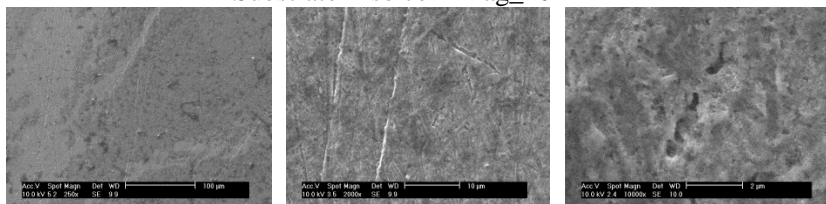


Cu (80,62%); Fe(14,54%); O(4,05%); Si(0,73%), Al(0,06%)

A Figura 3.15, mostra a superfície lisa revestida com nanopartículas de maguemita de 10nm de diâmetro.

Figura 3.15-Análises de microscopia eletrônica de varredura para o substrato liso com deposição de maguemita (10nm de diâmetro).

Substrato Liso com Mag_10nm



Ampliação 250x

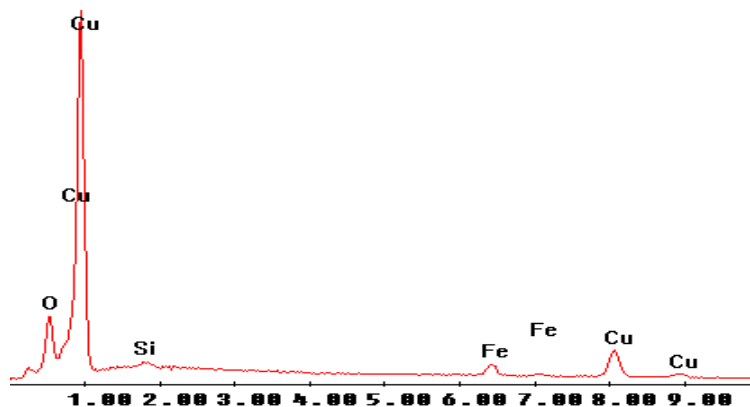
Ampliação 2000x

Ampliação 10000x

As imagens mostram uma distribuição mais uniforme de nanopartículas sobre o substrato, se comparado ao caso anterior. Contudo, a relação entre as características da superfície do substrato de cobre e o tamanho das nanopartículas depositadas tem, como efeito, um substrato com baixas irregularidades topográficas, fazendo com que essa superfície se aproxime do próprio substrato liso sem deposição.

A análise química mostrou níveis de concentrações de ferro e oxigênio mais acentuados para esse caso, ver Figura 3.16.

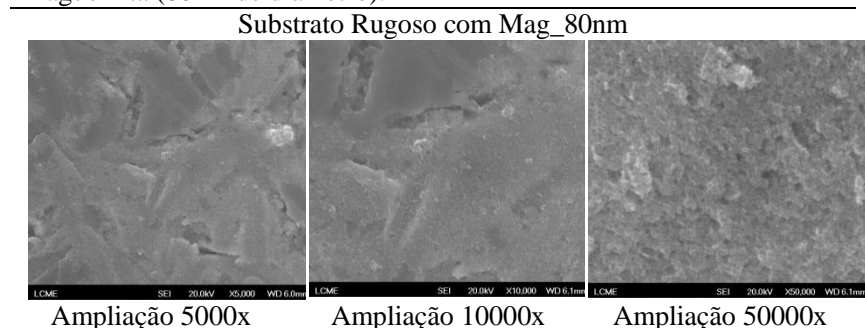
Figura 3.16-Análise química do substrato liso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro.



Cu (66,67%); Fe(26,89%); O(5,95%); Si(0,48%)

Para os substratos que receberam revestimento com as nanopartículas de 80nm de diâmetro, além das análises utilizando o MEV, foram obtidas ampliações mais profundas utilizando o FEG – Microscópio Eletrônico de Varredura de Efeito de Campo. A Figura 3.17 mostra o resultado da visualização do FEG para o substrato rugoso. É possível verificar a modificação estrutural causada pela adesão das nanopartículas sobre a superfície de cobre. Percebe-se, ainda, através da ampliação de 50000 vezes, uma distribuição uniforme, lembrando uma esponja, das nanopartículas de maguemita sobre o disco de cobre.

Figura 3.17-Análises de FEG para o substrato rugoso com deposição de maguemita (80nm de diâmetro).



A Figura 3.18 mostra a análise química efetuada para o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro. É interessante observar que, tanto o substrato liso com deposição de nanopartículas de 10nm, quanto o substrato rugoso com deposição de partículas maiores (80nm), apresentam características semelhantes em composição e quantidade de seus elementos químicos depositados, como se pode observar comparando as Figuras 3.16 e 3.18. A análise microestrutural para a superfície lisa com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro pode ser visualizada na Figura 3.19.

Figura 3.18 - Análise química do substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.

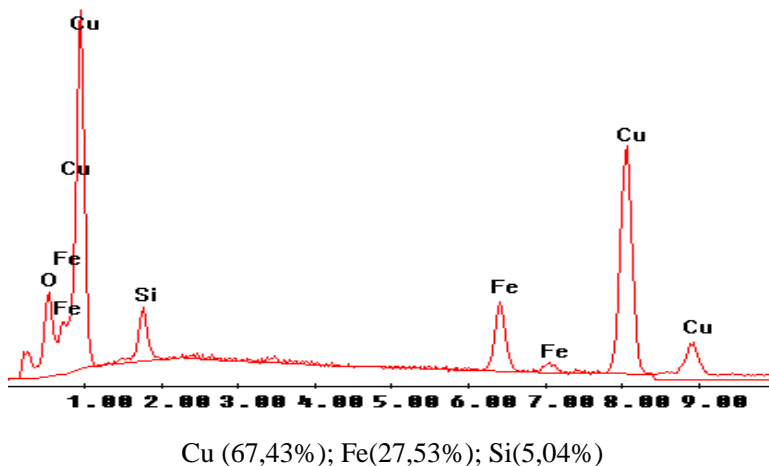
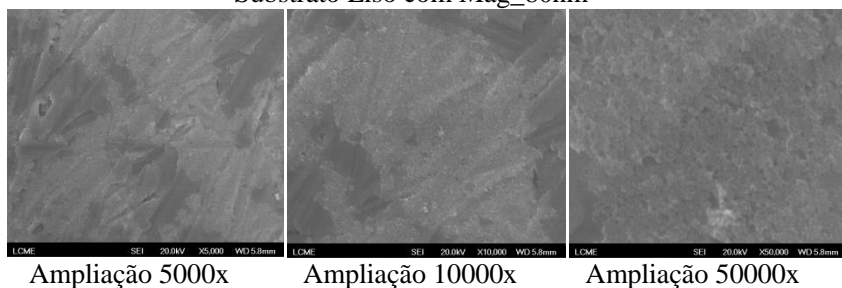


Figura 3.19 – Análises de FEG para o substrato liso com deposição de maguemita (80nm de diâmetro).

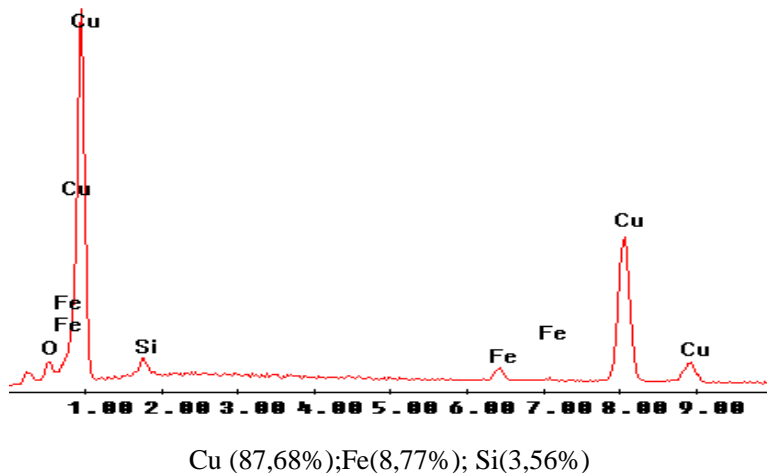
Substrato Liso com Mag_80nm



As duas primeiras imagens à esquerda na Figura 3.19, mostram regiões com grandes aglomerados de partículas e áreas com sinais de rugosidade e livres de nanopartículas. A última imagem à direita, na Figura 3.19, repete a característica esponjosa para o revestimento de nanopartículas sobre o substrato.

A seguir, a Figura 3.20 apresenta a análise dos elementos químicos encontrados sobre a superfície lisa após o revestimento com nanopartículas de 80nm de diâmetro. O resultado mostra a adesão de ferro proveniente da maguemita e resíduos de silício.

Figura 3. 20 - Análise química do substrato liso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.



3.7 PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DO FLUIDO DE TRABALHO

O HFE7100 utilizado como fluido de trabalho apresenta 99,5% de pureza, de acordo com o fabricante. Ele é um fluido dielétrico, incolor, inodoro, não é inflamável, apresenta baixa toxicidade e propriedades ambientais favoráveis. Segundo dados do fabricante, 3M™ Novec™, o fluido HFE7100 ($C_4 F_9 OCH_3$) ou Metóxi-nonafluorobutano é formado por dois isômeros inseparáveis de propriedades essencialmente idênticas. São eles $(CF_3)_2 CF CF_2 OCH_3$ e $CF_3 CF_2 CF_2 CF_2 OCH_3$. O fluido é compatível com muitos componentes eletrônicos e vem sendo empregado para resfriamento por contato direto em computadores, transformadores e células combustíveis. Outra vantagem de sua utilização é sua compatibilidade com muitos metais e polímeros duros tais como: aço inoxidável, bronze, cobre, alumínio, polipropileno, polietileno, nylon, entre outros.

Na Tabela 3, são apresentadas as propriedades do HFE7100 de interesse no presente trabalho, fornecidas pelo software EES (2006), à pressão atmosférica.

A escolha do HFE7100 como fluido de trabalho se justifica pelo crescente interesse da comunidade científica mundial pelo mesmo já que as características dielétricas deste fluido permitem a sua utilização como

resfriador de componentes eletrônicos. Recentemente, vários trabalhos experimentais com o HFE7100 vem sendo publicados na área de transferência de calor com mudança de fase, por exemplo (Guglielmini *et al.*2009; Kwark *et al.*2011). No entanto, o seu custo é elevado, se comparado com o fluido n-Pentano, por exemplo, utilizado em pesquisas realizadas, recentemente, pelo grupo Lepten/Boiling. Mas, sua troca se justifica por não ser um fluido inflamável e por manter as características de molhabilidade tão elevada quanto a do n-Pentano.

Tabela. 3 -Propriedades do HFE7100 à pressão atmosférica e temperatura de saturação.

Propriedades	HFE7100
Massa molar, M	250 g/mol
Temperatura Crítica, T_{crit}	195,3 °C
Temperatura de saturação, T_{sat}	61°C
Pressão Crítica, P_{crit}	$2,23 \times 10^6$ Pa
Pressão Reduzida, à pressão atmosférica, P_r	0,0455 [-]
Massa específica do líquido, ρ_l	1370 kg/m ³
Massa específica do vapor, ρ_v	9,859 kg/m ³
Calor latente de vaporização, h_{lv}	111,4 kJ/kg
Calor específico do líquido, cp_l	1,157 kJ/kgK
Condutividade térmica do líquido, k_l	0,06187 W/mK
Difusividade térmica do líquido, α_l	$3,902 \times 10^{-8}$ m ² /s
Tensão superficial do líquido, σ_l	0,0136 N/m
Viscosidade dinâmica do líquido, μ_l	$6,0 \times 10^{-4}$ kg/ms
Número de Prandtl do líquido, Pr_l	11,20

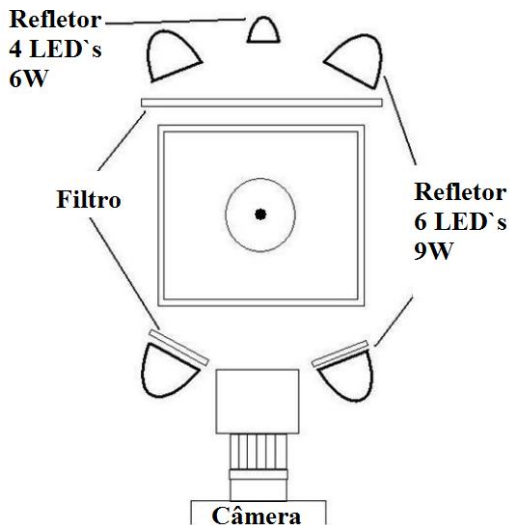
3.8 SISTEMA DE VISUALIZAÇÃO

A aquisição das imagens do fenômeno de ebulição foi feita utilizando uma câmera de alta velocidade da marca PCO®, com capacidade de captura de 640 imagens/s em sua maior resolução (1024X1024). A obtenção de imagens é importante para uma análise mais detalhada das

diferentes fases de crescimento e desenvolvimento das bolhas de vapor sobre a superfície aquecida. Essas imagens podem fornecer pistas importantes para um melhor entendimento do fenômeno de mudança de fase. Antes da obtenção das imagens, alguns cuidados devem ser tomados com respeito à iluminação da bancada experimental, pois a qualidade e velocidade de captura das imagens dependerão do nível de intensidade luminosa utilizada. Primeiramente, devem ser utilizadas lâmpadas com baixa dissipação de calor a fim de evitar a alteração das condições de teste devido ao aquecimento do fluido de trabalho, podendo, inclusive, causar uma pré-ebulição dependendo da duração dos testes de visualização. A melhor opção é utilizar lâmpadas de LED. O passo seguinte é alimentar essas lâmpadas com uma fonte de corrente contínua, pois a frequência de 60 Hz da rede elétrica é perceptível à câmera de alta velocidade o que inviabiliza o seu emprego.

Outra característica importante é quanto ao posicionamento das lâmpadas, que deve ser capaz de minimizar efeitos de sombras e de reflexos nas bolhas. Geralmente utilizam-se filtros de dispersão de luz para evitar reflexos, posicionados de acordo com as observações feitas nos ajustes que precedem cada campanha de testes de visualização. A Figura 3.21 mostra a disposição padrão dos refletores utilizados na iluminação da bancada.

Figura 3. 21- Esquema geral de iluminação da bancada experimental (Fonte: Rainho Neto, 2011 e Heitich, 2012a).



Esta configuração tem sido bastante empregada por pesquisadores no laboratório (Rainho Neto, 2011 e Heitich, 2012a).

3.9 INCERTEZAS EXPERIMENTAIS

Na bancada experimental, são utilizados seis termopares. Sendo dois deles, utilizados para a medição de temperatura de líquido e de vapor do fluido de trabalho, do Tipo K e alocados no interior da câmara de ebulição, três deles colocados sobre a seção de testes (Tipo E) e outro termopar desse mesmo tipo, inserido no interior de uma garrafa térmica, com uma mistura de água e gelo, cuja temperatura é conhecida (0°C) e serve como termopar de referência.

Para a calibração dos termopares foi utilizado um banho com temperatura controlada, adotando-se como padrão de referência um termômetro de bulbo da marca Ômega® com subdivisão de $0,1^{\circ}\text{C}$. A faixa de variação da temperatura de calibração foi de 10°C a 80°C , respeitando o intervalo operacional da bancada de testes. O desvio médio padrão de incerteza obtida para a temperatura dos termopares foi de $0,80^{\circ}\text{C}$.

A bancada dispõe ainda, de um transdutor de pressão absoluto, que foi calibrado utilizando-se um manômetro de coluna de mercúrio como referência, onde o valor da pressão foi estabelecido através da variação de uma linha de ar conhecida. O valor obtido foi considerado o erro de fundo de escala de $\pm 0,01$ bar.

As incertezas para o fluxo de calor variam de acordo com a potência fornecida pela fonte de tensão (V). Em geral a incerteza relativa da taxa de calor dissipada na seção de teste é maior para os fluxos de calor baixos (aproximadamente 6%) e menor para os fluxos de calor maiores (aproximadamente 2%). No Apêndice A, é descrito o procedimento de cálculo das incertezas associadas aos fluxos de calor, à área dos discos de cobre e potência elétrica fornecida às resistências.

A Tabela 4 representa a faixa de variação dos valores de incerteza para o coeficiente de transferência de calor em função do fluxo de calor. Observa-se que a incerteza do coeficiente de transferência de calor diminui à medida que o fluxo de calor aumenta.

No apêndice A são mostradas em detalhes todos os procedimentos efetuados para as calibrações e análise de incertezas, citados aqui de forma resumida.

Tabela. 4 - Incertezas experimentais para o h .

	Fluxos (kW/m ²)		
	$05 \leq q'' \leq 25$	$30 \leq q'' \leq 50$	$55 \leq q'' \leq 70$
Sup. Lisa	$11,1 \geq h \geq 3,9$ (%)	$3,5 \geq h \geq 2,7$ (%)	$2,5 \geq h \geq 2,2$ (%)
Sup. Rugosa	$5,6 \geq h \geq 2,6$ (%)	$2,4 \geq h \geq 2,0$ (%)	$2,0 \geq h \geq 1,7$ (%)
Sup. Lisa com Mag_10nm	$10,6 \geq h \geq 3,8$ (%)	$3,4 \geq h \geq 2,6$ (%)	$2,4 \geq h \geq 2,1$ (%)
Sup. Rugosa com Mag_10nm	$10,6 \geq h \geq 3,8$ (%)	$3,4 \geq h \geq 2,6$ (%)	$2,4 \geq h \geq 2,1$ (%)
Sup. Lisa com Mag_80nm	$11,6 \geq h \geq 4,1$ (%)	$3,6 \geq h \geq 2,7$ (%)	$2,6 \geq h \geq 2,3$ (%)
Sup. Rugosa com Mag_80nm	$11,7 \geq h \geq 4,0$ (%)	$3,6 \geq h \geq 2,7$ (%)	$2,6 \geq h \geq 2,2$ (%)

3.10 ANÁLISES DE REPRODUTIBILIDADE NOS RESULTADOS

A realização de experimentos em ebulição é sensível às condições de testes não estacionárias e ao procedimento experimental adotado. Os testes foram realizados em datas diferentes sob as mesmas condições. A Figura 3.22 mostra uma curva parcial de ebulição obtida para o substrato rugoso sem confinamento revestido por uma camada de nanopartículas de 80nm de diâmetro. Na Figura 3.22 o fluxo de calor é imposto mostrando boa reprodutibilidade dos resultados obtidos experimentalmente para os valores utilizados de ΔT . A temperatura de parede da seção de testes é uma média das temperaturas indicadas pelos três termopares inseridos no disco de cobre. A diferença de temperaturas da superfície de cobre e de saturação do fluido de trabalho, sempre mantido a pressão atmosférica, corresponde ao ΔT , que é utilizado para o cálculo do coeficiente de transferência de calor.

Figura 3. 22- Análise de reprodutibilidade dos resultados experimentais.

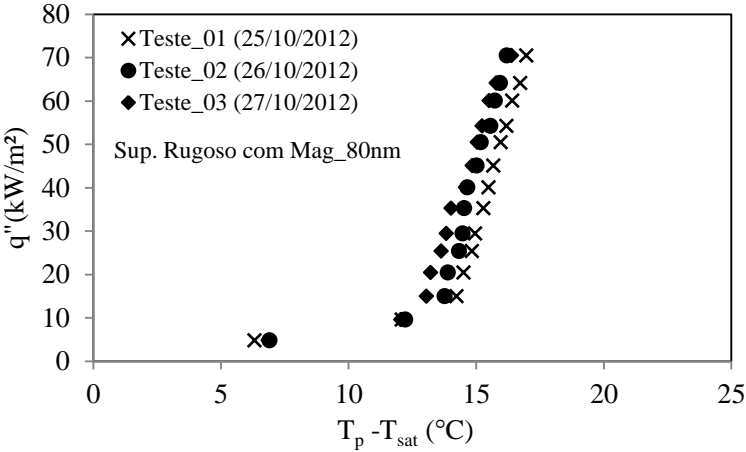


Tabela.5 -Valores de temperatura dos termopares sobre a seção de teste.

q''(kW/m²)	T1 (°C)	T2 (°C)	T3 (°C)	Tm (°C)
5	61,9	62,3	62,2	62,1
10	64,4	64,8	64,7	64,6
15	64,7	65,1	64,9	64,9
20	65,1	65,5	65,4	65,3
25	65,4	65,9	65,6	65,7
30	65,9	66,3	66,1	66,1
35	66,3	66,6	66,4	66,4
40	66,6	66,9	66,7	66,7
45	66,8	67,1	67,0	67,0
50	67,0	67,3	67,2	67,2
55	67,3	67,6	67,5	67,4
60	67,6	67,8	67,7	67,7
65	67,9	68,1	68,1	68,0
70	68,2	68,4	68,3	68,3

Na Tabela 5, são apresentados os valores de temperatura indicados por cada um dos três termopares instalados na seção de teste, no disco de cobre, em função do fluxo de calor, para um teste realizado em 24/07/2012. Esses valores representam médias de 90 pontos de temperaturas, obtidos de um intervalo de 15 minutos para cada fluxo de calor,

conforme descrito na seção 3.3, pg.51. Na última coluna da direita são apresentados os valores médios das medições realizadas com os três termopares e correspondem a temperatura de parede que foi utilizada na apresentação das curvas de ebulição que são fornecidas no Capítulo 4.

Os valores apresentados na tabela foram obtidos para o substrato rugoso sem confinamento revestido por uma camada de nanopartículas de 10nm de diâmetro.

4. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

4.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados obtidos experimentalmente para o coeficiente de transferência de calor levando em consideração as características da superfície aquecida como, rugosidade, distintos níveis de confinamento, o papel do revestimento com nanopartículas e análise a partir da visualização por meio de câmera de alta velocidade.

4.2 ANÁLISE DAS CURVAS PARCIAIS DE EBULIÇÃO

A seguir, são apresentados os resultados obtidos experimentalmente durante o regime de ebulição nucleada do HFE7100 à pressão atmosférica e temperatura de saturação. As análises foram efetuadas a partir das curvas parciais de ebulição, q'' versus ΔT , ou através das curvas de h versus q'' . São mostrados os resultados para os substratos em situações de confinamento ou não para os casos apresentados na Tabela 6, a seguir.

Tabela.6 -Valores do número de Bond para os diferentes graus de confinamento, s , estudados.

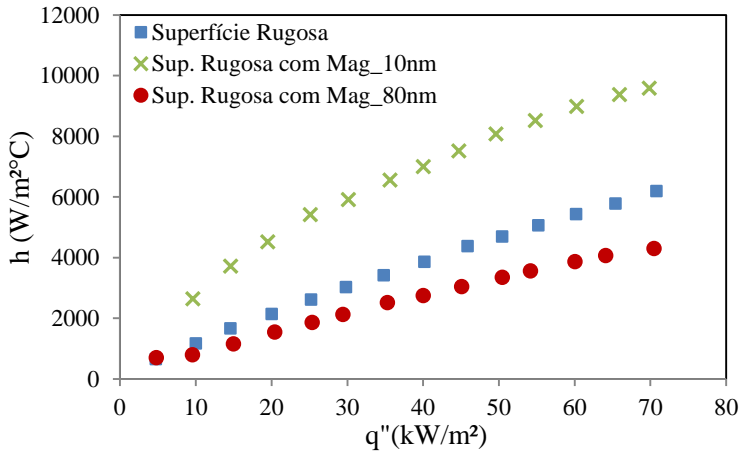
Fluido HFE7100 ($L_b = 1,1\text{mm}$)	
s (mm)	Bo(-)
0,1	0,09
0,3	0,27
1,0	1,10
infinito	infinito

Inicialmente, são apresentados os resultados mostrando o efeito da relação entre a rugosidade da superfície e o tamanho das nanopartículas depositadas sobre o coeficiente de transferência de calor. Na sequência, é estudado o efeito do confinamento para três distâncias entre o disco aquecido e o elemento confinador: 0,1 , 0,3 e 1,0 mm, além do caso sem confinamento para todos os seis tipos de superfícies indicados na Tabela 1, da seção 3.3, pág.49.Em seguida, os principais resultados são comparados com correlações da literatura para o coeficiente de transferência de calor, apresentadas na seção 2.12 deste trabalho. Por fim, os modelos utilizados para se estimar a densidade de sítios de nu-

cleação ativos de uma superfície são analisados com os resultados obtidos experimentalmente na presente pesquisa.

A Figura 4.1 mostra o comportamento do coeficiente de transferência de calor para todas as superfícies rugosas, com e sem deposição de nanopartículas testadas no presente estudo.

Figura 4. 1 - Coeficiente de transferência de calor em função do fluxo de calor para o substrato rugoso ($R_a = 0,168\mu\text{m}$) com e sem deposição de nanopartículas.



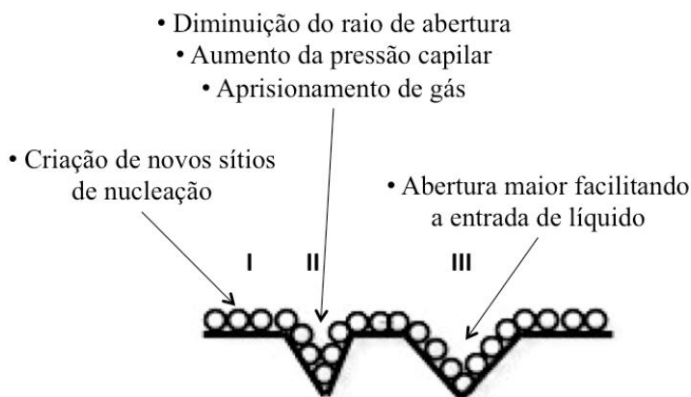
Os testes cujos resultados são mostrados na Figura 4.1, têm em comum o substrato de cobre com a mesma rugosidade ($R_a = 0,168\mu\text{m}$). O objetivo foi comparar os resultados para o coeficiente de transferência de calor, h , da ebulição nucleada sobre uma superfície, aqui representada pelo substrato de cobre rugoso, com nanopartículas depositadas: um primeiro caso com nanopartículas cujo diâmetro médio era de 10nm e um segundo caso em que o diâmetro médio das nanopartículas era de 80nm. Na Figura 4.1, os resultados permitem a comparação dos dois casos com deposição, entre si, e com a situação em que não havia nanopartículas depositadas. Comparando os coeficientes de transferência de calor para os substratos revestidos com nanopartículas com aqueles para o substrato rugoso sem deposição, nota-se que houve um aumento médio de 110% para fluxos de calor de até 30kW/m² e para fluxos de calor maiores do que este, houve um aumento médio de 60% ao se utilizar as nanopartículas de menor diâmetro. Ao se comparar o substrato

rugoso sem revestimento com o revestido com as nanopartículas de maior diâmetro houve uma redução média de 29% do coeficiente de transferência de calor para a maioria dos fluxos de calor.

Na sequência, tenta-se buscar as causas e os mecanismos para esta inversão do comportamento do h quando se varia o diâmetro das nanopartículas depositadas e a sua relação com a rugosidade do substrato de cobre.

O aumento do coeficiente de transferência de calor para a superfície rugosa com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro pode ser explicado pela ação de uma série de efeitos combinados. Um esquema ilustrativo da superfície do disco de cobre é representado na Figura 4.2, no qual são indicadas três diferentes regiões: a região I, que será chamada de plana, representa a porção da superfície do disco em que não foram detectadas falhas ou rugosidades, e as regiões II e III contendo cavidades com aberturas de boca com distintos tamanhos.

Figura 4.2 - Esquema ilustrativo mostrando a deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro sobre uma superfície com rugosidade elevada.



Na região I da Figura 4.2a deposição de nanopartículas promove a criação de sítios de nucleação adicionais sobre a superfície. Assim, mesmo que a distribuição de nanopartículas sobre a superfície não seja uniforme, contendo, por exemplo, aglomerados (“clusters”), a formação de sítios de nucleação será inevitável.

Na região II da Figura 4.2, as nanopartículas se depositaram em cavidades com pequena abertura, fazendo com que o raio efetivo da boca da cavidade diminua ainda mais, contribuindo para o aumento do

efeito de capilaridade, conforme Webb (1992) e Xianbing Ji *et al.* (2013). Segundo, Xianbing Ji *et al.* (2013), a redução do raio de cavidade favorece que o líquido mais quente presente no interior da cavidade da superfície aquecida se desloque em direção a região de líquido mais frio e, em contrapartida, dificulta o escape de vapor durante a mudança de fase. Assim, à medida que se aumenta o fluxo de calor, o vapor gerado nessas cavidades passa a ter uma dificuldade maior para deixar a região e liberar espaço para a entrada de líquido levando a uma espécie de secagem parcial local. Esse efeito permite compreender os resultados obtidos experimentalmente para a superfície rugosa com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro para os diferentes fluxos de calor fornecidos. Conforme descrito anteriormente, quando comparados com a superfície sem revestimento, esse caso apresentou, para fluxos de calor de até 30kW/m^2 , um aumento do coeficiente de transferência de calor médio de 110% e para fluxos maiores do que este, um aumento médio de 60%.

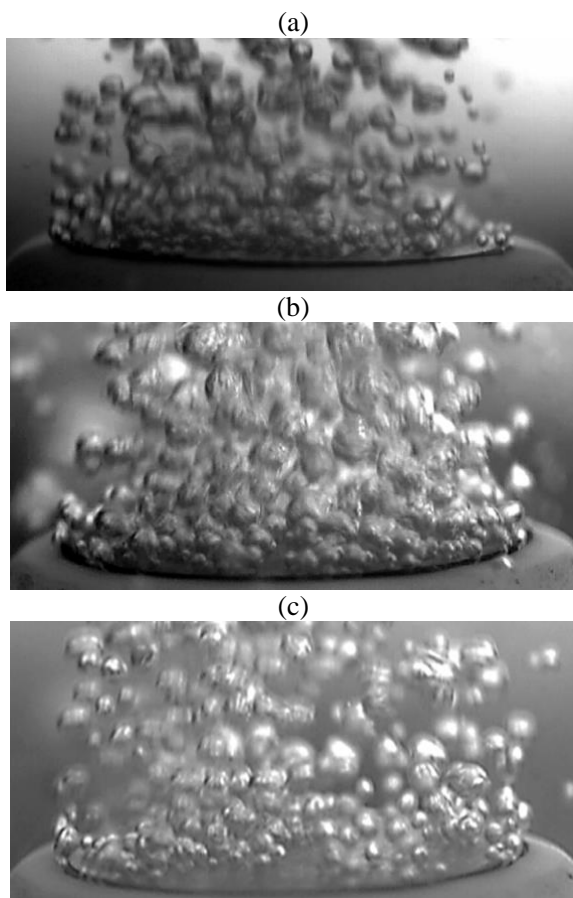
A região III do esquema apresenta uma cavidade com abertura maior. Neste caso, as pequenas partículas como um todo, acabam se assentando no interior das cavidades e multiplicando o número de sítios localmente o que contribui para aumentar a transferência de calor.

A visualização do processo de ebulição por meio da técnica com câmera de alta velocidade, permitiu observar um aumento da intensidade de formação de bolhas de vapor para o caso com as nanopartículas com diâmetro médio de 10nm em comparação com o caso em que o diâmetro médio das nanopartículas era de 80nm, como se pode observar na Figura 4.3. Em todos os casos, o fluxo de calor foi de 20kW/m^2 . Para a superfície rugosa sem revestimento, Figura 4.3a, pode-se perceber um regime de ebulição bastante desenvolvido com bolhas de vapor um pouco menores se comparado ao caso seguinte, Figura 4.3b. Para esse caso, as imagens mostram uma superfície completamente preenchida pelas bolhas de vapor de grandes dimensões para o substrato revestido com as nanopartículas menores. Para o caso em que se tem a deposição de nanopartículas maiores, Figura 4.3c, as bolhas de vapor são menores e apenas cobrem parcialmente o disco aquecido o que reduz a transferência de calor. Pode-se inferir que, para o caso em que as nanopartículas eram menores, ocorreu o aumento da densidade de sítios de nucleação.

Em ambas as superfícies revestidas, as bolhas de vapor podem surgir na base das nanopartículas, em contato com a superfície de cobre. Nestas situações, as nanopartículas maiores também teriam uma maior periferia para justificar o surgimento de novos sítios de nucleação. No entanto, a superfície revestida com as nanopartículas menores, de 10nm

de diâmetro, apresenta baixa resistência térmica devido à sua menor espessura de revestimento e, em consequência, apresenta aumento do gradiente de temperatura e do fluxo de calor.

Figura 4.3-Substratos rugosos para $q''=20 \text{ kW/m}^2$. (a) Substrato Rugoso sem revestimento.(b) Substrato Rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro.(c) Substrato Rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.

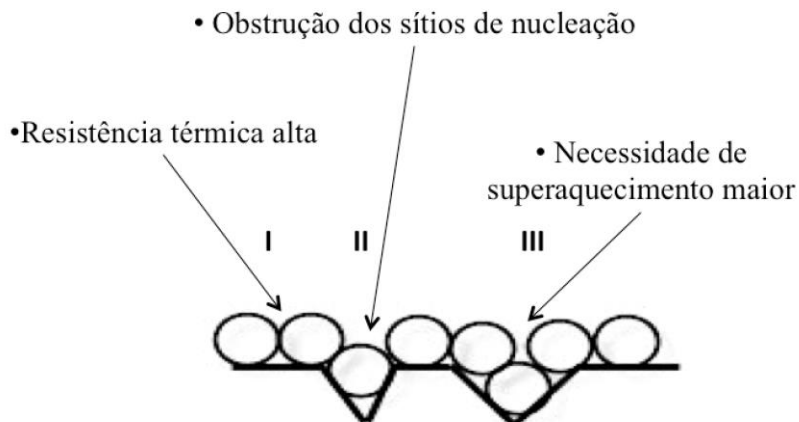


A redução do coeficiente de transferência de calor, no caso da deposição de nanopartículas com diâmetro de 80nm, pode ser explicada por dois efeitos: (i) as nanopartículas e a rugosidade da superfície são

praticamente de mesmas dimensões, o que pode causar a inibição ou redução do número de sítios de nucleação ativos quando as nanopartículas se depositam randomicamente sobre muitas das cavidades; (ii) a resistência térmica devido à camada mais espessa de nanopartículas é maior. Um esquema ilustrativo é apresentado na Figura 4.4.

O esquema mostrado na Figura 4.4 pretende representar três possíveis regiões: a região (I) é caracterizada por um aumento da resistência causado pela deposição das nanopartículas sobre a parte da superfície sem defeitos e, desta forma, um maior grau de superaquecimento para se tornar um local de nucleação ativo é requerido; na região (II) pode ocorrer “entupimento” dos sítios de nucleação por nanopartículas de mesma ordem de grandeza do tamanho das cavidades, o que inibe a nucleação reduzindo a transferência de calor por ebulição; na região (III), são representadas as cavidades um pouco maiores do que as da região (II), podendo receber mais do que uma nanopartícula mas cuja ativação também requer um superaquecimento maior. Considera-se que estas três regiões sejam randomicamente distribuídas em toda a superfície.

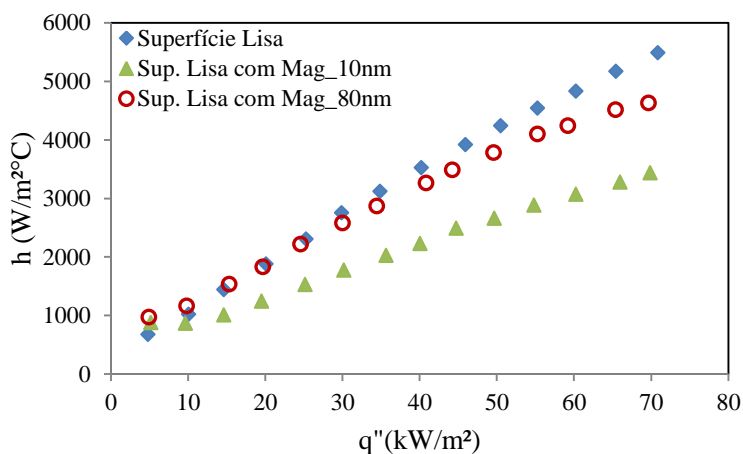
Figura 4.4 - Esquema ilustrativo mostrando a deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro sobre uma superfície com rugosidade de mesma ordem de grandeza.



A Figura 4.5 mostra o comportamento do coeficiente de transferência de calor para as três superfícies com o substrato menos rugoso, superfícies lisas, uma delas sem deposição de nanopartículas e as outras

duas com deposição de nanopartículas de 10 e 80nm, respectivamente. Observa-se que o coeficiente de transferência de calor diminui para ambos os tamanhos de nanopartículas depositadas, com redução média mais acentuada para as nanopartículas de menor diâmetro, cerca de 37%, quando os fluxos de calor são superiores a 50kW/m².

Figura 4.5 - Coeficiente de transferência de calor em função do fluxo de calor para os substratos lisos.



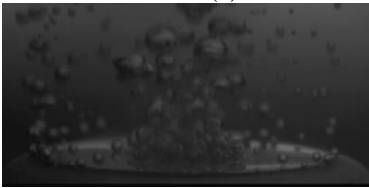
A redução acentuada do coeficiente de transferência de calor para o substrato liso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro pode ser compreendida através da razão entre o diâmetro das partículas e a rugosidade da superfície. A rugosidade média da superfície lisa, antes de receber o revestimento com as nanopartículas, apresentava R_a de 22nm, conforme mostrado na Tabela 2 da seção 3.4, pag.52. Esse valor é muito próximo do tamanho médio das nanopartículas utilizadas de 10nm de diâmetro fazendo com que elas obstruam as cavidades da superfície de cobre e, em consequência, restrinjam o número de sítios de nucleação ativáveis. Esse efeito é semelhante ao que acontece para o substrato mais rugoso quando revestido com nanopartículas de 80nm de diâmetro.

É interessante observar que o coeficiente de transferência de calor diminui à medida que aumenta o fluxo de calor, a partir de 10kW/m², para o caso das nanopartículas depositadas com diâmetro de 10nm, e a partir de 40kW/m², para as nanopartículas com diâmetro de 80nm, quan-

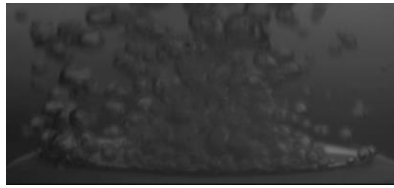
do se compara com o caso em que a superfície é lisa e sem deposição. Esse comportamento indica outros efeitos sobre o mecanismo de nucleação. Trata-se de um fenômeno contrário ao esperado com o aumento do fluxo de calor. A superfície revestida com as nanopartículas de diâmetro maior, 80nm, deveria apresentar uma resistência térmica mais elevada devido a sua camada de revestimento ser mais espessa. Ao que parece, a deposição de nanopartículas de tamanho equivalente ao da rugosidade do substrato causa maior resistência à transferência de calor por condução do que no caso em que as nanopartículas são maiores.

Figura 4. 6 - Substratos Lisos sem revestimento e com deposição de nanopartículas. a) Substrato Liso sem revestimento de nanopartículas. b) Utilizando deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro. c) Utilizando deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.

(a) Substrato Liso sem revestimento

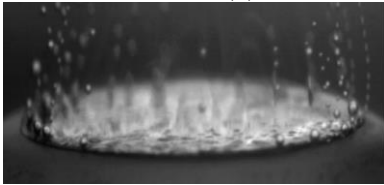


$q'' = 15 \text{ kW/m}^2$

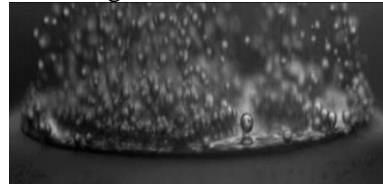


$q'' = 40 \text{ kW/m}^2$

(b) Substrato Liso com Mag_10nm.

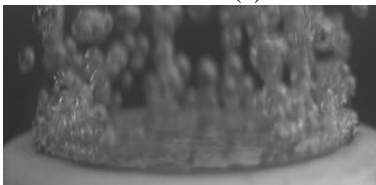


$q'' = 15 \text{ kW/m}^2$

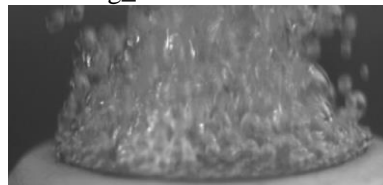


$q'' = 40 \text{ kW/m}^2$

(c) Substrato Liso com Mag_80nm.



$q'' = 15 \text{ kW/m}^2$



$q'' = 40 \text{ kW/m}^2$

Utilizando câmera de alta-velocidade é possível verificar, para o substrato liso sem revestimento, que há sobre a superfície aquecida duas regiões distintas, para um fluxo de calor de 15 kW/m^2 , Figura 4.6a. A parte central do disco de cobre possui um regime de ebulição bastante desenvolvido enquanto nas bordas da superfície ainda não há sítios de nucleação ativados. Na Figura 4.6b percebe-se a alta resistência térmica proporcionada pela adesão das nanopartículas menores à superfície lisa. Essa imagem mostra predominantemente correntes convectivas sobre toda a seção de testes para um fluxo de calor de 15 kW/m^2 . Uma vez ativados os sítios de nucleação da superfície, apenas pequenas bolhas de vapor passam a deixar a superfície aquecida, mostrados na Figura 4.6.b para um fluxo de calor imposto de 40 kW/m^2 . Ainda, para esse fluxo, percebem-se regiões sobre o disco sem a presença de sítios de nucleação ativos, o que não é eficaz para a transferência de calor.

O substrato liso com deposição de nanopartículas maiores (80 nm de diâmetro) apresentou um coeficiente de transferência de calor maior, se comparado ao caso anterior, no entanto, os valores se aproximaram muito do substrato sem revestimento. Através das imagens obtidas para as duas superfícies revestidas, percebe-se uma densidade alta de sítios de nucleação ativos para o segundo caso, Figura 4.6c. Apesar de se ter um regime de nucleação bastante desenvolvido para a superfície com partículas maiores, a transferência de calor é comparável à seção de testes sem adesão de nanopartículas. Em outras palavras, considerando a faixa de incerteza dos resultados experimentais, elas são praticamente iguais, principalmente para fluxos de até 40 kW/m^2 .

A Figura 4.7 mostra as curvas parciais de ebulição para todas as superfícies lisas e rugosas sem deposição e revestidas por nanopartículas testadas nesse trabalho. O gráfico é uma síntese dos coeficientes de transferência de calor obtidos experimentalmente e mostra a relação entre a rugosidade da superfície com o tamanho das nanopartículas depositadas. A análise desses resultados pode ser sintetizada através dos esquemas propostos nas Figuras 4.8 e 4.9, a seguir. A Figura 4.8 representa duas situações onde a relação entre rugosidade da superfície e o diâmetro das nanopartículas é bastante distinto, enquanto a Figura 4.9 mostra a proximidade entre esses parâmetros.

Figura 4.7 - Curvas parciais de ebulição para todos os substratos lisos e rugosos, com e sem deposição de nanopartículas de 10 e 80nm.

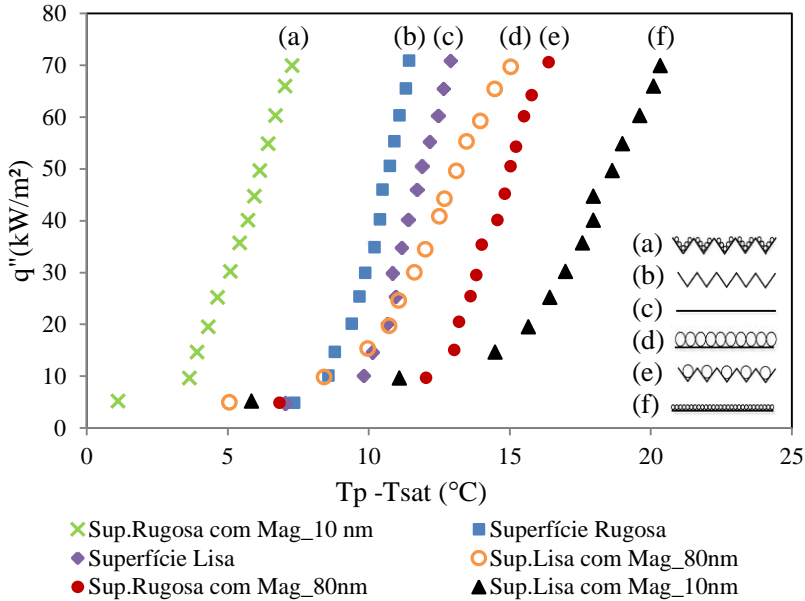
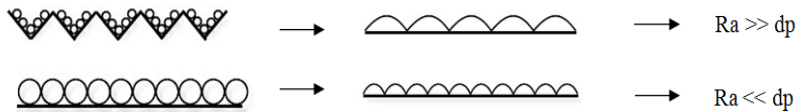


Figura 4.8 - Relações distintas entre rugosidade e tamanho de nanopartículas depositadas.



A primeira situação apresentada na Figura 4.8 mostra uma rugosidade de superfície muito maior que o tamanho médio das nanopartículas depositadas. No capítulo 2, foi visto que Narayan *et al.* (2007) introduziram um parâmetro de interação de superfície para explicar o efeito causado pela adesão de nanopartículas sobre o substrato, que esses pesquisadores chamaram de índice SIP, definido como sendo a razão entre a rugosidade de superfície e o diâmetro médio das nanopartículas depositadas. Esses autores obtiveram um aumento para o coeficiente de transferência de calor com um $SIP = 10,4$ e concentração muito baixa de 0,5% em peso. Esse resultado é semelhante ao obtido na presente pes-

quiza, $SIP = 16,8$, caso em que a $R_a \gg d_p$. A curva mais à esquerda da Figura 4.7, item (a), representa, assim, a condição em que se tem o maior coeficiente de transferência de calor obtido no presente trabalho.

A segunda situação, cujo esquema é representado na Figura 4.8, apresenta rugosidade superficial muito menor que o tamanho médio das nanopartículas utilizadas como revestimento. O índice SIP nesse caso é inferior à unidade e os valores obtidos para o coeficiente de transferência de calor, quando comparados ao substrato liso sem deposição, são praticamente os mesmos. O substrato inicialmente liso tem sua rugosidade aumentada com a adesão das nanopartículas de 80nm o que deve contribuir para a transferência de calor. Contudo, devido ao tamanho elevado das nanopartículas, a resistência térmica é maior. O coeficiente de transferência de calor neste caso será o resultado de uma competição entre esses dois fatores, que resulta num equilíbrio entre eles.

O índice SIP volta a se aproximar da unidade para os substratos, rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm (ver primeiro esquema da Figura 4.9) e liso com deposição de nanopartículas de 10nm (segunda ilustração da Figura 4.9). Em ambas as situações há uma redução no coeficiente de transferência de calor devido à obstrução dos sítios de nucleação das superfícies, com impacto maior sobre o substrato liso com adesão de nanopartículas menores, como pode ser constatado pelas posições das curvas (e) e (f) na Figura 4.7.

Figura 4.9 - Relações de proximidade entre rugosidade e tamanho de nanopartículas depositadas.



Em síntese, o coeficiente de transferência de calor varia consideravelmente com a razão entre a rugosidade da superfície e o tamanho das nanopartículas depositadas, conforme:

Para a superfície rugosa:

- h aumenta consideravelmente com as nanopartículas de **menor** diâmetro, em média 110% para fluxos de calor de até 30kW/m² e 60% para fluxos maiores do que este.

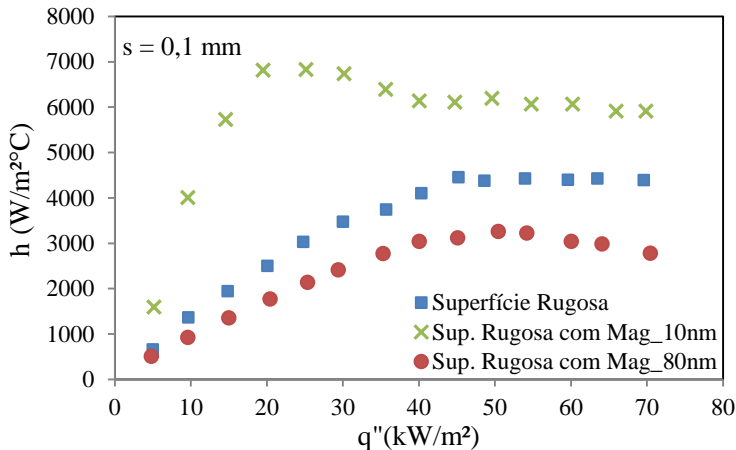
- h diminui com nanopartículas de **maior** diâmetro (29%).

Para a superfície lisa:

- h diminui para ambos os tamanhos de nanopartículas depositadas, com redução mais acentuada para a nanopartículas de menor diâmetro, chegando a uma redução média de 37% para fluxos de calor superiores a 50kW/m^2 .

Na sequência, é analisado o efeito do nível de confinamento sobre o regime de ebulição nucleada para as superfícies estudadas, acima. Primeiramente, para a discussão são apresentados os resultados para um confinamento fixo de 0,1mm, que é o maior nível de confinamento estudado na presente pesquisa.

Figura 4. 10 - Coeficiente de transferência de calor em função do fluxo de calor para os substratos rugosos e confinamento de 0,1mm.



A Figura 4.10 mostra os resultados experimentais em meio confinado, para todos os substratos rugosos. Observou-se um aumento do coeficiente de transferência de calor para a superfície aquecida com deposição de nanopartículas de maguemita de 10nm de diâmetro de cerca de 145%, para um fluxo de calor inferior a 30kW/m^2 . Ao menos até esse fluxo de calor, o comportamento é semelhante ao da superfície rugosa sem adesão de nanopartículas em meio não confinado, conforme mostrado na Figura 4.1, ambos com coeficientes de transferência de

calor elevado, sendo maior para o meio confinado do que o não confinado.

Para fluxos de calor maiores que 30kW/m^2 o fenômeno de *dryout* ou crise de ebulição é iniciado para a superfície rugosa revestida com nanopartículas de 10nm de diâmetro e tem-se o máximo fluxo de calor permitido para o regime de ebulição nucleada confinada. Devido às limitações técnicas do sistema de aquecimento, o fluxo de calor crítico ou de secagem foi atingido apenas para situações de confinamento. Deve-se registrar que o fluxo de secagem para a condição de confinamento é diferente do fluxo crítico de Zuber (1959), cuja ocorrência é bem rápida e para valores bem superiores aos encontrados na condição de secagem, esta revelada pela diminuição do coeficiente de transferência de calor. Para o caso da superfície rugosa com deposição de nanopartículas de maguemita de 10nm , tem-se o início da secagem, possivelmente parcial, em um processo lento que suporta aumentos de fluxos de calor de 20kW/m^2 até 70kW/m^2 . Como descrito em Passos *et al.* (2005a), quando as bolhas escapam do meio confinado ocorre escoamento de líquido para dentro do espaço confinado permitindo manter uma situação de equilíbrio do processo de transferência de calor, apesar de a temperatura da superfície do disco aumentar à medida que se aumenta o fluxo de calor. Como foi dito acima, por razões de segurança o fluxo de calor foi limitado a 70kW/m^2 a fim de evitar a destruição do elemento aquecedor. Esta situação de destruição da seção ocorreria para valores de fluxo de calor bem menores do que o previsto pelo modelo de Zuber, válido apenas para a ebulição não confinada.

Para o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro, o baixo superaquecimento da parede, para $q'' \leq 30\text{kW/m}^2$, e, um aumento do número de sítios de nucleação ativos da superfície, são os principais responsáveis pelo aumento da transferência de calor. Isso acontece porque o tempo de residência das bolhas de vapor no meio confinado promove a coalescência ou deformação das bolhas de vapor. Quando isto ocorre, a evaporação de uma película fina de líquido, presente entre a superfície aquecida e a base da bolha deformada, aumenta a transferência de calor, conforme Ishibashi e Nishikawa (1969), Katto *et al.* (1977) e Passos *et al.* (2004, 2005b). No entanto, com um aumento do fluxo de calor, as bolhas de vapor crescem acentuadamente sobre a superfície aquecida criando uma grande massa de vapor. Assim o efeito de resfriamento no canal é inibido levando a redução do coeficiente de transferência de calor que pode iniciar o fenômeno de secagem (*dryout*).

A Tabela 7 resume os principais resultados para o coeficiente de transferência de calor para as superfícies rugosas variando-se os fluxos de calor sob o efeito do confinamento.

Tabela.7 - Efeito do confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor para os substratos rugosos para diferentes fluxos de calor.

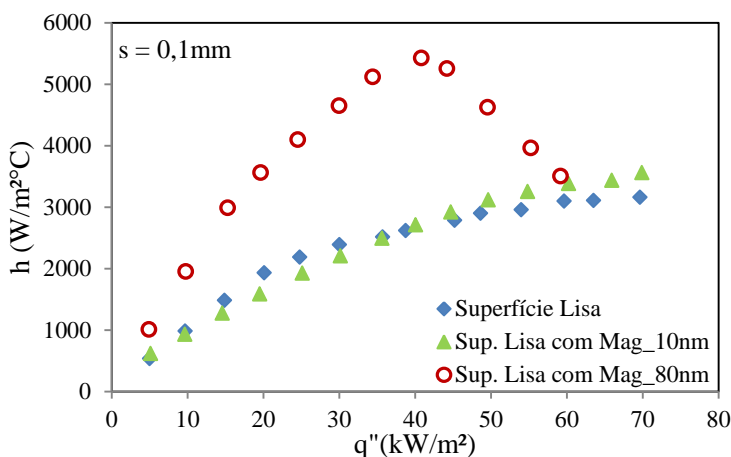
		Sem confinamento		Confinamento de 0,1	
Superfícies	$q''(\text{kW/m}^2)$	s (mm)	$h(\text{W/m}^2\text{°C})$	s (mm)	$h(\text{W/m}^2\text{°C})$
Superfície Rugosa	05	-	683	0,1	650
	30	-	3038	0,1	3466
	50	-	4521	0,1	4370
	70	-	6088	0,1	4381
Superfície Rugosa +10nm	05	-	4614	0,1	1594
	30	-	5921	0,1	6732
	50	-	8082	0,1	6190
	70	-	9596	0,1	5908
Superfície Rugosa +80nm	05	-	764	0,1	504
	30	-	1970	0,1	2409
	50	-	3165	0,1	3253
	70	-	4158	0,1	2777

Nos testes com as superfícies rugosa e rugosa com deposição de nanopartículas maiores, para um fluxo de calor de 50kW/m^2 , os coeficientes de transferência de calor ficaram praticamente constantes. Para o caso do substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm e sem confinamento, há redução do coeficiente de transferência para o fluxo de 50kW/m^2 , quando comparado ao confinamento de 0,1 mm. Isso se deve ao grande acúmulo de vapor no meio confinado para esse caso. Os resultados apresentados na Tabela 7 permitem observar que para o fluxo de calor inicial de 5kW/m^2 , para as superfícies mencionadas no início deste paragrafo, obteve-se valores muito baixos para a transferência de calor, coeficientes entre 500 e $770\text{ W/m}^2\text{°C}$, o que representa uma transferência de calor devido apenas à convecção natural. Por outro lado, para a superfície revestida com nanopartículas de 10nm(e mesmo fluxo),tem-se um coeficiente de aproximadamente $1600\text{ W/m}^2\text{°C}$,em meio confinado, e um coeficiente em torno de $4600\text{ W/m}^2\text{°C}$, caso sem confinamento, o que mostra que o regime é o de ebulição nucleada, esse

ponto experimental foi omitido na Figura 4.1, no entanto, pode ser verificado na Tabela.18 do Apêndice A.

A Figura 4.11 mostra o efeito do confinamento de 0,1mm para os substratos lisos. A superfície revestida com as nanopartículas maiores apresentou dois comportamentos distintos: um aumento significativo da transferência de calor até atingir um fluxo de calor de 40kW/m² e uma redução abrupta na sequência mostrando o início do *dryout*. No entanto, para as duas outras superfícies, os valores obtidos para os coeficientes de transferência de calor são praticamente idênticos.

Figura 4.11 - Coeficiente de transferência de calor em função do fluxo de calor para os substratos lisos e confinamento de 0,1mm.



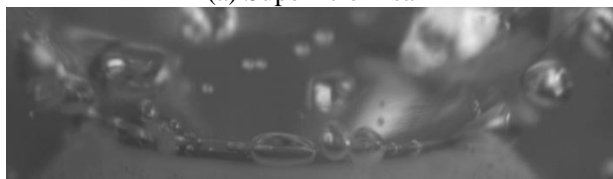
A partir da visualização do fenômeno de ebulição utilizando câmera de alta velocidade é possível compreender o efeito do confinamento sobre as três superfícies testadas, veja Figura 4.12.

Devido à rugosidade baixa da superfície lisa, $R_a = 22\text{nm}$, o disco de cobre conterá sítios de nucleação menores. Neste caso, quando os sítios de nucleação forem ativados, o diâmetro de partida das bolhas de vapor será menor e o efeito do confinamento será pequeno. Isso ocorre pois a coalescência das bolhas de vapor não é intensificada, veja o item (a) da Figura 4.12 para a superfície sem deposição de nanopartículas. Algo semelhante acontece com a superfície lisa revestida com as nanopartículas menores, $R_a = 30\text{nm}$, item (b) da Figura 4.12. Lembrando que, neste caso, a rugosidade média do substrato é da mesma ordem do diâ-

metro das partículas utilizadas de 10nm. Por esse motivo, a deposição das nanopartículas sobre as irregularidades da seção de testes acaba “entupindo” a maior parte dos sítios de nucleação. Assim a redução no número de sítios de nucleação e a alta resistência térmica inibem a transferência de calor. Isto interfere no crescimento das bolhas de vapor que deixam a superfície com volumes pequenos e impedem o efeito da coalescência das bolhas pelo elemento confinador.

Figura 4. 12 - Substratos Lisos para $s=0,1\text{mm}$ e fluxo de calor de 40kW/m^2 . a) Superfície sem deposição. b) Superfície revestida com maguemita de 10nm. c) Superfície revestida com maguemita de 80nm.

(a) Superfície Lisa



(b) Superfície Lisa com maguemita de 10nm



(c) Superfície Lisa com maguemita de 80nm

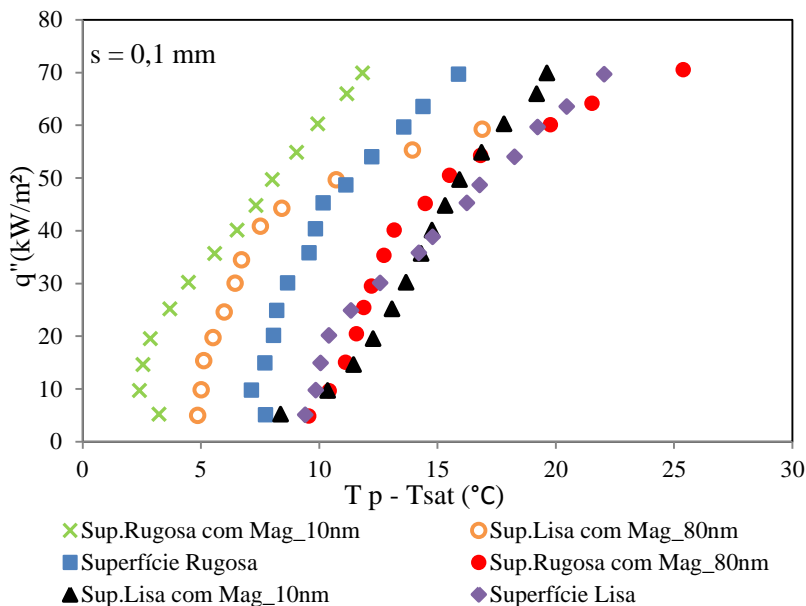


Para a situação em que a rugosidade da superfície é menor do que o diâmetro das nanopartículas, $R_a = 39\text{nm}$, caso em que se tem a superfície lisa com deposição de nanopartículas de 80nm, o efeito do confinamento passa a ser importante. Nesse caso, o coeficiente de transferência de calor, para um fluxo de até 45kW/m^2 , é maior que o valor obtido para a situação sem confinamento, mostrado na Figura 4.5. A Figura

4.12 item (c) mostra indícios desse efeito. A imagem mostra grandes volumes de bolhas de vapor deixando a região entre o elemento confinador e superfície aquecida. A formação de bolhas de vapor com diâmetros maiores permite que o confinamento interfira na nucleação fazendo com que a deformação das bolhas de vapor intensifique a transferência de calor. Devido à coalescência das bolhas de vapor a vaporização intensificada da película líquida, formada entre a base da bolha deformada e a superfície aquecida aumentam a transferência de calor, no entanto, o excesso de vapor na região induz ao desaparecimento desse efeito e a partir de um fluxo de calor de 45 kW/m^2 tem-se o início da crise de ebulição ou da secagem da superfície.

A Figura 4.13 mostra o efeito do confinamento de 0,1mm para o regime de ebulição nucleada para todas as superfícies lisas e rugosas sem deposição, e, revestidas por nanopartículas de 10 e 80nm.

Figura 4.13 - Curvas parciais de ebulição para todos os substratos lisos e rugosos, com e sem deposição de nanopartículas de 10 e 80nm e confinamento de 0,1mm.



A partir dos resultados mostrados na Figura 4.13 é possível identificar um comportamento comum para os dois maiores coeficientes de

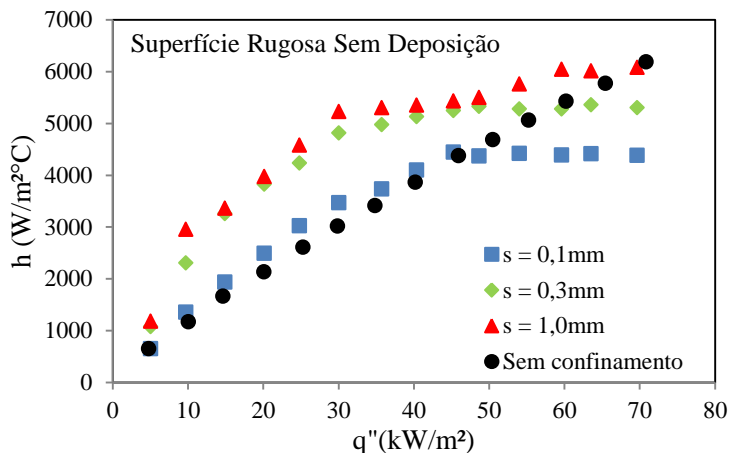
transferência de calor obtidos em meio confinado. A curva mais à esquerda na Figura 4.13 mostra a superfície que apresenta rugosidade muito maior do que o diâmetro médio de nanopartículas depositadas, caso em que $R_a = 168\text{nm}$ e $d_p = 10\text{nm}$. A curva seguinte a esta possui rugosidade muito menor do que o diâmetro médio de nanopartículas depositadas, caso em que se tem $R_a = 22\text{nm}$ e $d_p = 80\text{nm}$. Para essas superfícies o efeito da redução de espaço físico foi mais expressivo. No entanto, para o substrato liso com nanopartículas de 80nm , para um fluxo de até 45kW/m^2 , o confinamento agiu diferentemente tornando seu valor superior a situação não confinada.

Para as três curvas à direita da Figura 4.13, que correspondem a valores menores para o coeficiente de transferência de calor de acordo com a curva de ebulição apresentada na seção 2.1 pg.5, os coeficientes de transferência de calor obtidos experimentalmente se confundem dentro da margem de incerteza, trocando deposição à medida que o fluxo de calor é alterado. Nessa situação as superfícies possuem rugosidades e diâmetro de nanopartículas depositadas com valores mais próximos. No caso da superfície lisa com Mag_10 tem-se que essa condição leva a um entupimento dos sítios de nucleação.

Na sequência será discutida, para cada uma das superfícies propostas, a influência dos níveis distintos de confinamento. Cada um dos seguintes níveis de confinamento, 0,1; 0,3 e 1,0mm são comparados com os substratos não confinados. A Figura 4.14 mostra o efeito do confinamento para o substrato rugoso sem deposição de nanopartículas.

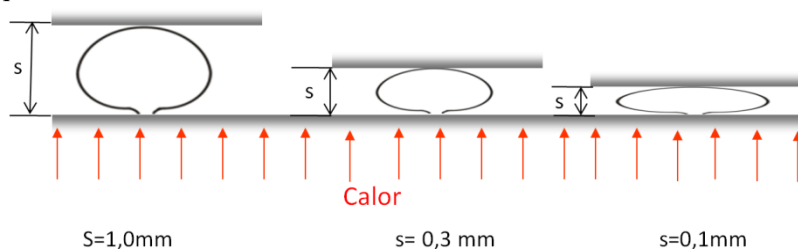
Os níveis de confinamento de 0,3 e 1,0mm foram responsáveis pelos maiores coeficientes de transferência de calor, principalmente, para fluxos de calor compreendidos entre 10 e 50kW/m^2 , apresentando um aumento médio de 30% quando comparado ao caso sem confinamento. Por outro lado, para um confinamento de 0,1mm, o aumento da transferência de calor é praticamente imperceptível, mesmo para regiões de baixos e moderados fluxos de calor. Para um fluxo de calor maior do que 45kW/m^2 o coeficiente de transferência de calor é bastante prejudicado para esse caso.

Figura 4.14 -Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato rugoso sem deposição de nanopartículas.



Para explicar a influência dos diferentes níveis de confinamento e seu papel na transferência de calor é proposto um esquema ilustrativo representado na Figura 4.15.

Figura 4.15 - Ilustrações dos níveis de confinamento estudados na pesquisa.



Primeiramente, deve-se recordar que o comprimento capilar, L_b , apresentado no Capítulo 2, equação.2.29, do fluido HFE7100 utilizado na pesquisa, à pressão atmosférica e temperatura de saturação, é de aproximadamente 1,1mm. Assim, à medida que nos dirigimos da esquerda para a direita no esquema representado pela Figura 4.15, maior será o efeito do confinamento sobre as bolhas de vapor da superfície aquecida.

Para $s=1,0\text{mm}$ e fluxos de calor pequenos as bolhas de vapor não sofrem um processo grande de deformação, a menos que se juntem às bolhas vizinhas, por coalescência, formando bolhas maiores. Porém se desconsiderarmos essa possibilidade, tem-se apenas o efeito de retardamento na saída das bolhas de vapor da região confinada. O resultado é um tempo de permanência maior das bolhas de vapor sobre a superfície aquecida. Assim ao deixarem a região, arrastam grandes quantidades de líquido superaquecido e, sobretudo, ao saírem, favorecem o ingresso de líquido mais frio no espaço confinado, favorecendo a transferência de calor.

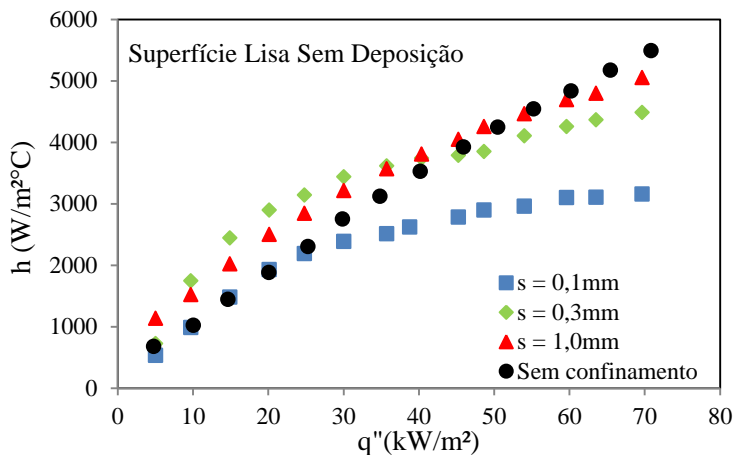
Para $s=0,3\text{mm}$, além do maior tempo em que as bolhas de vapor permanecem no espaço confinado sobre a seção de testes aquecida, a vaporização da película líquida localizada entre a bolha de vapor e a superfície de aquecimento é intensificada favorecendo a transferência de calor. No entanto, uma pequena redução no coeficiente de transferência de calor, para um fluxo de calor maior do que 55kW/m^2 , é percebida, se compararmos ao caso anterior. O que ocorre é um excesso de vapor no meio confinado à medida que se aumenta o calor fornecido à superfície, prejudicando a transferência de calor.

O impacto “negativo” do confinamento para a transferência de calor já ocorre para $s=0,1\text{mm}$. Nesse caso é como se existisse uma competição entre a vaporização intensificada da película líquida (benéfica para a transferência de calor) e o excesso da coalescência das bolhas de vapor em meio confinado (prejudicial para a transferência de calor). O resultado para fluxos de até 45kW/m^2 é um coeficiente de transferência de calor semelhante ao caso sem confinamento. Para fluxos maiores do que este, o excesso de vapor na região inibe a entrada de líquido “mais frio” no meio confinado e tem-se a redução da transferência de calor.

Os argumentos utilizados para explicar o efeito do confinamento para a superfície rugosa sem deposição, representados pela Figura 4.14, podem ser estendidos para o caso seguinte, Figura 4.16, com pequenas variações nas curvas de h versus q ”.

A Figura 4.16 mostra o efeito dos níveis de confinamento para a superfície lisa sem deposição de nanopartículas.

Figura 4.16 -Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato liso sem deposição de nanopartículas.



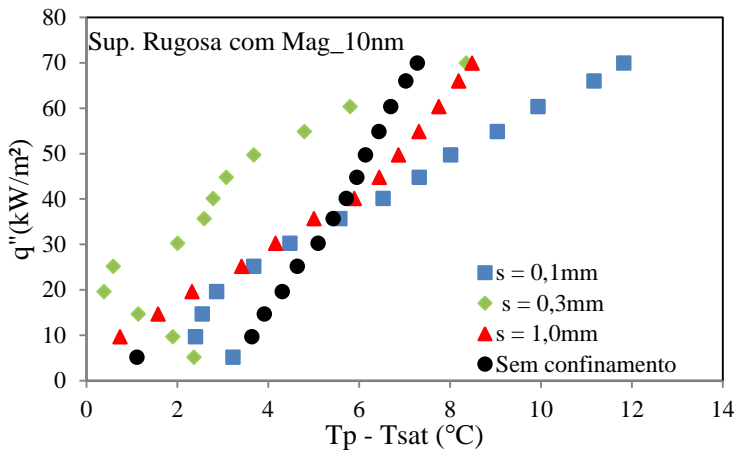
Para os substratos revestidos com nanopartículas o efeito do confinamento na transferência de calor passa a sofrer a influência de efeitos combinados, tipo de superfície e tamanho de nanopartículas depositadas. O primeiro caso a ser analisado corresponde à superfície rugosa com adesão de nanopartículas menores, 10nm de diâmetro, representado pela Figura 4.17 através das curvas parciais de ebulição, q'' versus ΔT .

Diferentemente das duas últimas situações apresentadas, os resultados obtidos para os três níveis de confinamento e fluxos menores do que 40kW/m² mostram importantes aumentos para o coeficiente transferência de calor, inclusive, para o confinamento de 0,1mm. Naquela oportunidade as curvas dos coeficientes de transferência de calor para os níveis de confinamento de 0,3 e 1,0mm eram praticamente as mesmas. Agora, cada nível de confinamento analisado apresenta uma característica individual bem definida.

A primeira diferença percebida em relação aos casos anteriores, diz respeito ao confinamento de 0,1mm. Analisando a Figura 4.17, para os fluxos iniciais, nota-se um aumento na transferência de calor para essa situação, comparado ao regime sem confinamento. O resultado pode ter sido uma consequência da baixa resistência térmica proporcionada pelo revestimento dessas nanopartículas, que atrasou o início da ebulição e possibilitou uma troca de calor maior na região confinada.

Outra característica importante é a de que superfícies expostas a fluidos molhantes tendem a formar bolhas com uma forma esférica com raios relativamente maiores e frequências de saída mais baixas, como ressaltaram Phan *et al.* (2009a e 2009b). Nesse caso em específico, o efeito do confinamento torna-se importante e passa a privilegiar aquela vaporização da fina película líquida formada entre a base da bolha deformada e a superfície, como já salientado em outras passagens desta tese, aumentando a transferência de calor.

Figura 4.17 - Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro.



Para o nível de confinamento seguinte, $s=0,3\text{mm}$, os resultados obtidos para o coeficiente de transferência de calor são bem mais elevados. Seguindo a mesma linha de raciocínio da abordagem anterior, o aumento da transferência de calor seria natural. Essa é uma situação em que o modo com que as bolhas de vapor se desenvolvem sobre a superfície é lento e possibilita a formação de bolhas com diâmetros maiores. Isto implica um melhor favorecimento do nível de confinamento. Como destacado em trabalhos do grupo Lepten/Boiling, (ver Passos *et al.* 2004 e 2005a, b, Cardoso *et al.* 2013, Souza *et al.* 2013) o aumento da transferência de calor com o aumento do nível de confinamento aparece como tendência nas pesquisas, porém há níveis de confinamento que maximizam os resultados, como ocorre, neste caso, para $s=0,3\text{mm}$.

A situação seguinte corresponde ao nível de confinamento de 1,0mm. Agora, o efeito da restrição de espaço físico se reduz apenas a atrasar a saída das bolhas de vapor da região, uma vez o comprimento característico das bolhas de vapor é da mesma ordem do espaçamento, s , e não influencia tanto na transferência de calor quanto no caso anterior.

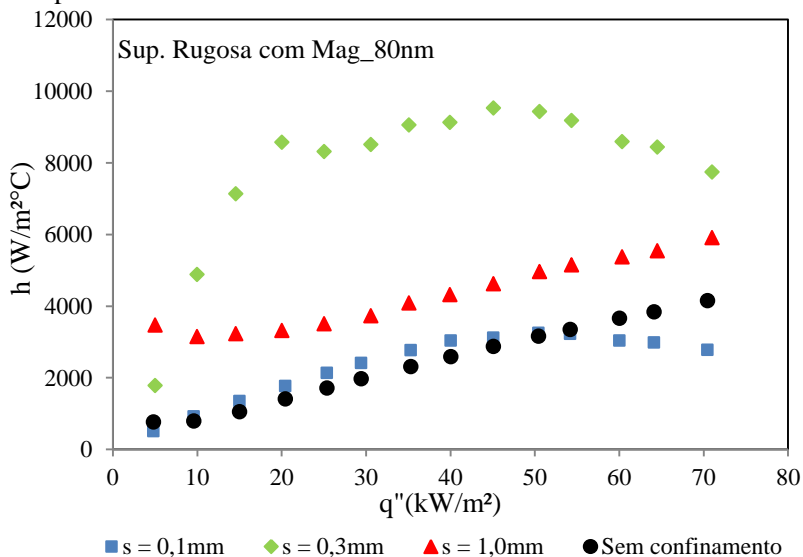
Sem o confinamento, podem-se destacar duas regiões de interesse. A primeira corresponde à região de fluxos de calor entre 5 a 40kW/m^2 , mostrando um coeficiente de transferência de calor mais baixo. A segunda região, para fluxos maiores do que os mencionados, o coeficiente de transferência de calor passa a ser maior se comparado aos níveis de confinamento de 0,1 e 1,0mm, no entanto continua sendo menor que o caso de 0,3mm. Para o último fluxo de calor, 70kW/m^2 , tem-se o maior coeficiente de transferência de calor para esse caso, enquanto que os outros níveis seguem uma tendência de redução. Essa redução é proveniente do excesso de vapor no meio confinado levando a transferência de calor a se degradar devido ao início da condição de secagem ou da crise de ebulição.

As Figuras 4.18 e 4.19, na sequência, mostram os resultados obtidos experimentalmente para as superfícies com rugosidades próximas do tamanho das nanopartículas depositadas, o que não significa tendência semelhante nos resultados, como se verá a seguir.

A Figura 4.18 mostra o efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor para o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro. A interpretação das curvas para $s=0,1\text{mm}$ e sem confinamento pode ser reportada, por exemplo, ao caso da superfície rugosa sem deposição apresentada na Figura 4.14.

A curva imediatamente acima dessas duas situações, condição em que $s=1,0\text{mm}$, mostra um comportamento bastante diferente de todos os casos analisados anteriormente. Nele, teve-se um início de nucleação com um coeficiente de transferência de calor bastante alto, em torno de $3500\text{W/m}^2\text{C}$ para o primeiro fluxo de calor imposto. Em seguida, os valores obtidos para o coeficiente de transferência de calor acompanharam paralelamente a curva da situação sem confinamento para todos os fluxos de calor, sendo, em média, cerca de 35% mais eficiente. O resultado é um aumento da permanência das bolhas de vapor no espaço confinado, devido à presença do elemento confinador, sem que haja excesso de massa de vapor na região, favorecendo a transferência de calor.

Figura 4.18 - Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.

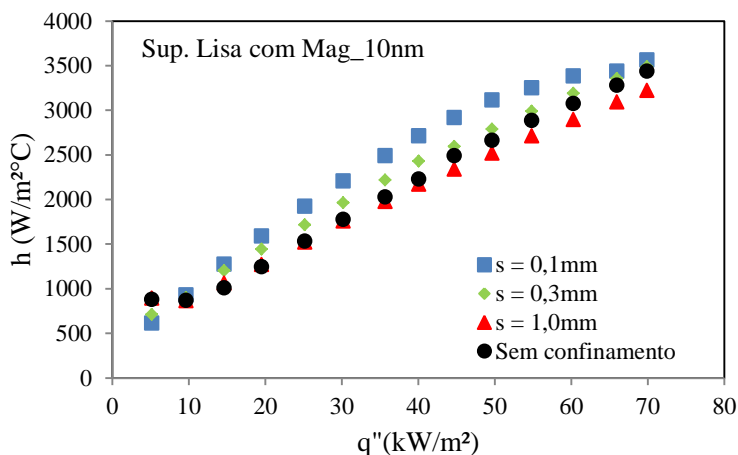


Para um confinamento de 0,3mm tem-se novamente a presença de um efeito combinado entre o aumento no tempo de residência das bolhas de vapor sobre a seção de teste aquecida e, a redução na espessura da película líquida (entre a base da bolha deformada e a superfície aquecida), ambas benéficas para o aumento da transferência de calor. À medida que o fluxo de calor aumenta esse efeito se reduz, mas ainda têm-se coeficientes elevados. Entre os fluxos de calor de 20 e 45kW/m² ocorreu uma oscilação suave nos valores experimentais obtidos para o coeficiente de transferência de calor. A partir de visualizações com câmera de alta velocidade foi possível perceber períodos com saída de grandes bolhas de vapor coalescidas e intervalos com bolhas menores deixando a região confinada. Para os fluxos seguintes, o efeito do confinamento passa a reduzir o coeficiente de transferência de calor.

A Figura 4.19 mostra os resultados obtidos para a superfície lisa com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro. O conjunto de dados mostra os menores coeficientes de transferência de calor obtidos na pesquisa. Isso se deve à maior resistência térmica verificada para este caso. Da combinação da rugosidade do substrato com o tamanho de nanopartículas depositadas obteve-se como produto final uma superfície

com grande dificuldade para iniciar a nucleação, como foi visto na Figura 4.6 (a).

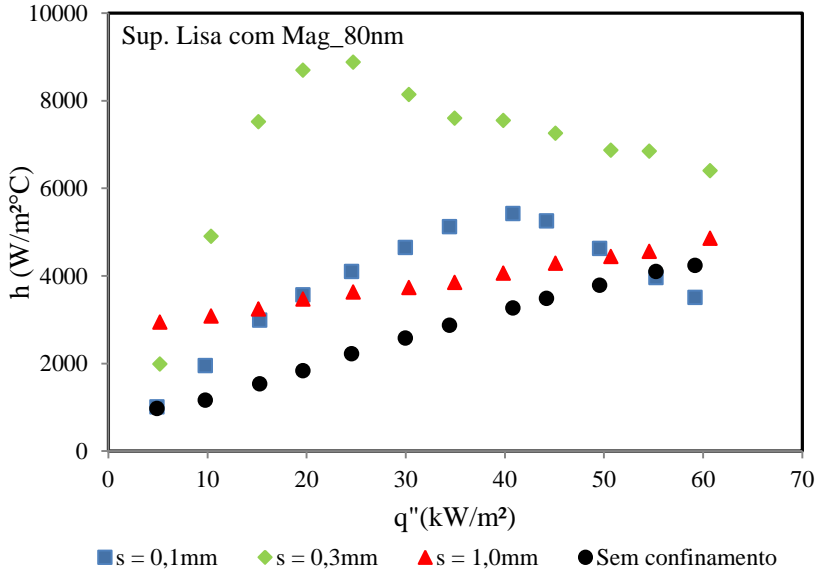
Figura 4.19 - Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato liso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro.



O revestimento causa uma redução do número de sítios de nucleação do substrato impedindo também que os sítios remanescentes sejam ativados com facilidade. Por essas razões, a resistência térmica aumenta atrasando o início da ebulição resultando numa transferência de calor menor. As bolhas de vapor que se formam sobre a superfície lisa revestida com nanopartículas de 10nm de diâmetro são menores, por exemplo, do que aquelas formadas sobre a superfície revestida com as nanopartículas maiores de 80nm de diâmetro, conforme Figura 4.6 a e b. Assim, o efeito do confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor é pequeno para essa situação.

A Figura 4.20 a seguir, mostra o efeito do confinamento para a superfície lisa com adesão de nanopartículas de 80nm de diâmetro, caso em que a rugosidade da superfície é muito menor do que o tamanho das nanopartículas depositadas. Os resultados experimentais mostram curvas com características bem particulares para essa superfície. Elas se intercalam entre si, aumentando ou diminuindo o valor do coeficiente de transferência de calor à medida que se alteram os fluxos de calor. Em geral o efeito do confinamento beneficiou a transferência de calor quando comparado à situação sem restrição de espaço físico.

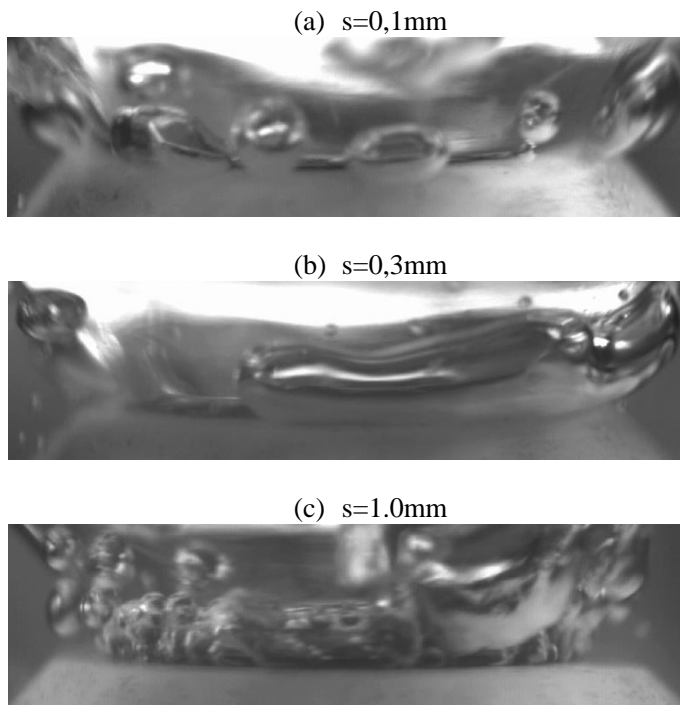
Figura 4.20 - Efeito do nível de confinamento sobre o coeficiente de transferência de calor utilizando o substrato liso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro.



Para auxiliar na análise dos resultados, uma sequência de imagens, obtidas por meio de câmera de alta velocidade é apresentada na Figura 4.21. As fotografias mostram, para um mesmo fluxo de calor de 40kW/m², o efeito do confinamento no processo de crescimento e desenvolvimento das bolhas de vapor sobre o disco de cobre aquecido.

Para um confinamento de 0,1mm, mostrado no item (a) da Figura 4.21 é possível perceber a saída de bolhas de vapor com dimensões suficientes para sofrerem com a ação do nível de confinamento. A coalescência dessas bolhas de vapor favorece a transferência de calor até o limite de fluxo de calor de 40kW/m², a partir do qual, não há ingresso suficiente de líquido “mais frio” para o canal e o coeficiente de transferência de calor é prejudicado. Se compararmos o efeito desse nível de confinamento com o caso seguinte, s=0,3mm, visto no item (b) da Figura 4.21, é possível identificarmos padrões distintos de coalescência entre uma situação e outra.

Figura 4.21 – Efeito do nível de confinamento para o substrato Liso com deposição de nanopartículas de 80nm de diâmetro e fluxo de calor de 40kW/m^2 . a) $s=0,1\text{mm}$. b) $s=0,3\text{mm}$. c) $s=1,0\text{mm}$.



Para $s=0,3\text{mm}$, pode-se perceber, pela imagem da Figura 4.21 (b), grandes bolsões de vapor deixando a região confinada. Para o fluxo de calor em questão o efeito do confinamento já é negativo. Nessa situação, o efeito da coalescência das bolhas é causar a secagem da superfície iniciando a crise de ebulição. Para fluxos de até 25kW/m^2 o coeficiente de transferência de calor atingiu valores bem expressivos. O coeficiente de transferência de calor é alto para essa faixa de fluxo de calor imposto pois, no início da nucleação, as dimensões das bolhas de vapor no canal é pequeno e não inibem a entrada de líquido mais frio na região.

O efeito do confinamento para o caso em que $s=1,0\text{mm}$ é apenas parcial. Como a distância entre superfície aquecida e elemento confinador é praticamente a mesma que o comprimento característico das bolhas de vapor, fica claro, na Figura 4.21 (c), que não há nível de confinamento suficiente para estrangular as bolhas de vapor. Assim, o efeito

causado pela coalescência é apenas parcial e é favorecido apenas pelo aumento no tempo de permanência das bolhas de vapor, na região delimitada pelas duas superfícies. Na imagem é possível visualizar regiões com pequenas bolhas de vapor e uma zona com excesso de bolhas coalescidas deixando o local. Assim, o coeficiente de transferência de calor continua aumentando à medida que o fluxo de calor também aumenta, sem ser prejudicado pelo excesso de massa de vapor na região, a transferência de calor nesse caso é maior, comparada à condição sem confinamento, porém para os últimos fluxos, ambas as curvas se aproximam bastante.

4.3 COMPARAÇÃO DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR COM CORRELAÇÕES PARA EBULIÇÃO NUCLEADA

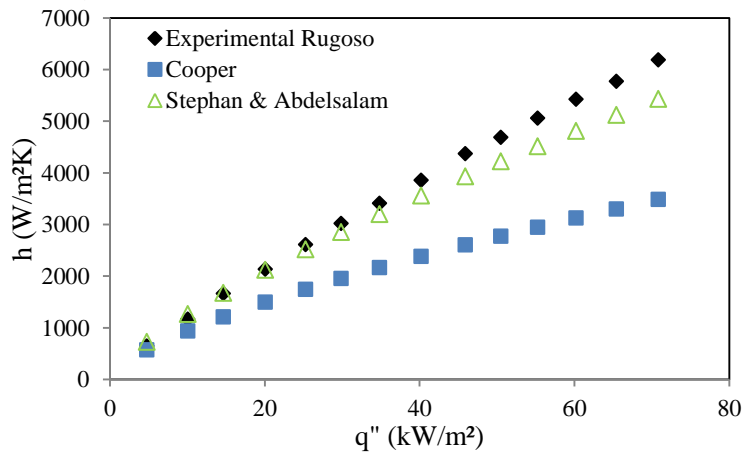
Os resultados obtidos experimentalmente foram comparados com algumas das correlações comumente utilizadas na literatura para o regime de ebulição nucleada, apresentadas na seção 2.12 do Capítulo 2. É importante ressaltar que essas correlações foram desenvolvidas sem envolver níveis de confinamento. Por esse motivo, são apresentados os resultados para os substratos liso e rugoso sem deposição de nanopartículas, substratos com adesão de nanopartículas e, em ambas as situações, sem restrições de espaçamento.

Na Figura 4.22 os resultados experimentais obtidos para o coeficiente de transferência de calor por ebulição para o substrato rugoso é comparado com os previstos pelas correlações empíricas de Cooper (1984) e de Stephan e Abdelsalam (1980). A escolha pelas duas correlações se deve ao fato de que ambas incorporam em suas equações a rugosidade da superfície, medida em R_p . A rugosidade da superfície foi medida em todas as seções de teste utilizadas na pesquisa, inclusive aquelas revestidas com nanopartículas.

A correlação de Rohsenow (1962) não é incluída em nenhum dos casos seguintes por ser uma equação que depende de coeficientes que dependem não só da rugosidade da superfície mas também, e principalmente, do par superfície/fluido. Uma série de trabalhos na literatura busca ampliar a precisão nos resultados através da determinação de valores experimentais para as constantes C_{sf} e s . No entanto, dados para esses coeficientes para novos fluidos, como é o caso do HFE7100, com diferentes tipos de superfícies de aquecimento ainda são escassos ou não encontrados na literatura.

A correlação de Borishanski (1969), exclusivamente experimental, não inclui nenhuma característica do tipo do acabamento ou de superfície, que são essenciais para a compreensão dos resultados propostos, principalmente aqueles revestidos com nanopartículas.

Figura 4.22-Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato rugoso com aqueles calculados por correlações.



A Tabela 8 mostra o desvio médio absoluto das correlações propostas anteriormente, comparadas com os dados obtidos experimentalmente. A correlação de Stephan e Abdelsalam (1980) mostrou concordância com os resultados experimentais, com proximidade maior para os valores obtidos para as regiões de baixos fluxos de calor. Outro parâmetro considerado na equação de Stephan e Abdelsalam (1980) é a medida do ângulo de contato, utilizado para o cálculo do diâmetro de partida de bolha. No presente trabalho, o valor obtido para o ângulo de contato e utilizado na correlação é o valor de 7,74°, veja seção 3.5, pg.52.

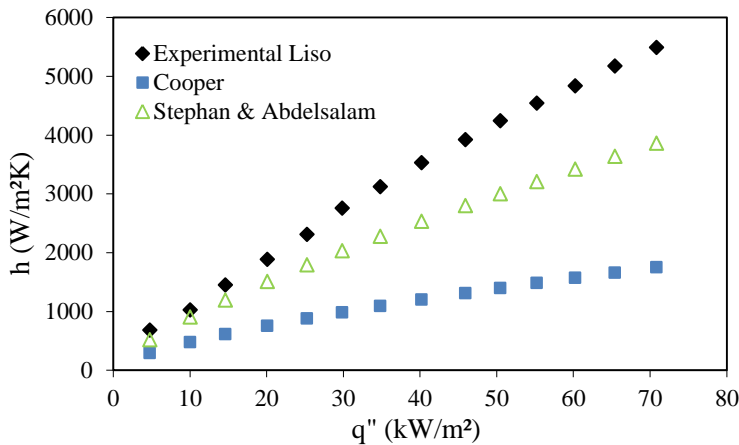
Tabela.8 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato rugoso sem deposição de nanopartículas.

	Stephan e Abdelsalam	Cooper
Desvio médio (%)	8	35

A correlação de Cooper (1984) apresentou resultados bem inferiores aos valores obtidos experimentalmente, com desvio médio de 35%. Deve-se considerar que nenhuma dessas correlações foi desenvolvida para o fluido de trabalho HFE7100.

A Figura 4.23 apresenta os resultados obtidos experimentalmente para o coeficiente de transferência de calor para o substrato liso. Novamente, os resultados são comparados com as correlações empíricas de Cooper (1984) e de Stephan e Abdelsalam (1980).

Figura 4.23 - Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato liso com aqueles calculados por correlações disponíveis na literatura.



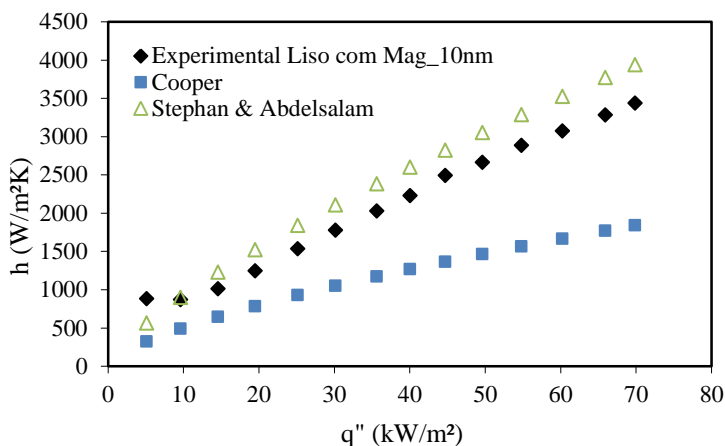
O desvio médio absoluto para ambas as correlações aumentou. Outra tendência observada é o afastamento dos valores experimentais com o aumento do fluxo de calor. Em todos os casos, os valores obtidos experimentalmente apresentaram valores subestimados em relação aos previstos pelas correlações. A Tabela 9 mostra o desvio médio absoluto das correlações para o substrato liso sem adesão de nanopartículas.

Tabela.9 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato liso sem deposição de nanopartículas.

	Stephan e Abdelsalam	Cooper
Desvio médio (%)	25	64

Na sequência, os resultados obtidos experimentalmente e os previstos pelas correlações são analisados para as superfícies com adesão de nanopartículas. A primeira situação mostra o caso em que o substrato liso recebeu revestimento de nanopartículas de 10nm de diâmetro, veja Figura 4.24.

Figura 4.24 - Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato liso com deposição de maguemi-ta de 10nm de diâmetro com aqueles calculados por correlações.



A análise das comparações mostra uma boa proximidade dos resultados obtidos experimentalmente com a correlação de Stephan e Abdelsalam (1980). Esta correlação apresentou um coeficiente de transferência de calor maior que os resultados experimentais com um desvio médio absoluto em torno de 16%, enquanto que a correlação de Cooper (1984) apresentou resultados bem abaixo dos obtidos experimentalmente, atingindo diferenças de aproximadamente 45%, conforme mostrado na Tabela 10.

Ambas as correlações consideram a rugosidade da superfície em suas fórmulas, no entanto, a correlação de Stephan e Abdelsalam (1980) inclui o diâmetro de partida de bolha em sua equação, calculado também pela relação de Stephan (1992) que depende do ângulo de contato da superfície. Essas duas características de superfície, molhabilidade e rugosidade, incorporadas à correlação de Stephan e Abdelsalam (1980), podem justificar a concordância maior com os resultados obtidos experimentalmente.

Tabela.10 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato liso com deposição de nanopartículas de 10nm.

	Stephan e Abdelsalam	Cooper
Desvio médio (%)	16	46

As Figuras 4.25 e 4.26, a seguir, mostram as situações onde a razão entre a rugosidade da superfície e o diâmetro das nanopartículas são bem diferentes entre si.

A Figura 4.25apresenta a comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato rugoso com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro, caso em que $R_a \gg d_p$, com as correlações de Stephan e Abdelsalam (1980) e Cooper (1984). A Tabela 11 mostra os respectivos desvios médios absolutos.

Figura 4.25 - Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato rugoso com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro com aqueles calculados por correlações.

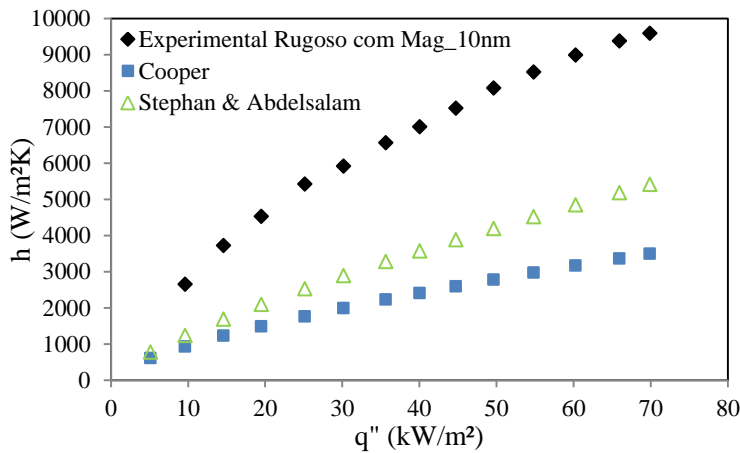


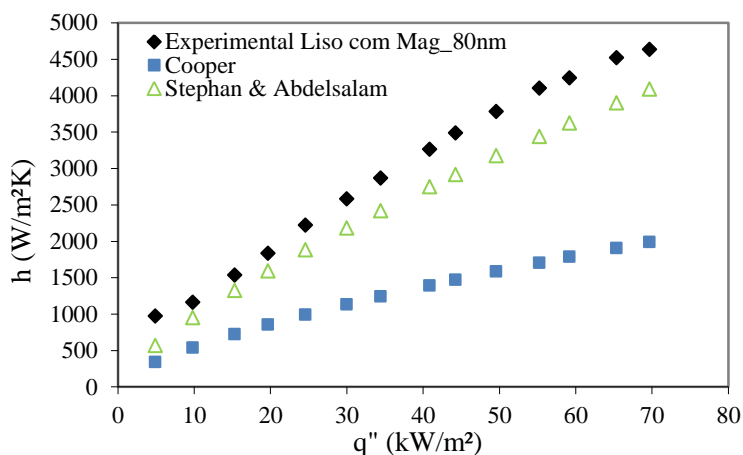
Tabela.11 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm.

	Stephan e Abdelsalam	Cooper
Desvio médio (%)	52	67

Ambas as correlações são incapazes de prever o comportamento experimental para o coeficiente de transferência de calor para o substrato rugoso com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro. Os valores obtidos dos ensaios experimentais são muito superiores aos previstos pelas correlações. Destaca-se que esse caso foi o que apresentou o maior coeficiente de transferência de calor ou a melhor razão rugosidade/tamanho de nanopartículas da pesquisa. Isso mostra que é necessário incluir nas correlações novos parâmetros como, por exemplo, o tipo de material que é utilizado para revestir os substratos e de que forma eles são depositados.

A Figura 4.26 apresenta a comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato liso com deposição de maguemita de 80nm de diâmetro, caso em que $R_a \ll d_p$.

Figura 4.26 - Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato liso com deposição de maguemita de 80nm de diâmetro com aqueles calculados por correlações.



Em relação ao caso apresentado anteriormente é possível perceber uma melhora na comparação dos resultados experimentais com a correlação de Stephan e Abdelsalam (1980), algo em torno de 17% como pode ser visto na Tabela 12.

Tabela.12 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato liso com deposição de nanopartículas de 80nm.

	Stephan & Abdelsalam	Cooper
Desvio médio (%)	17	57

A Figura 4.27 compara o coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente com aqueles calculados pelas correlações para o substrato rugoso com deposição de maguemita de 80nm de diâmetro. Ao contrário dos casos anteriores, a curva do coeficiente de transferência de calor previsto pela correlação de Cooper (1984) se aproxima bastante dos resultados obtidos experimentalmente, para fluxos de calor moderados elas se interceptam mudando de posição. A Tabela 13 mostra os desvios médios absolutos para as correlações.

Figura 4.27 - Comparação do coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente para o substrato rugoso com deposição de maguemita de 80nm de diâmetro com aqueles calculados por correlações.

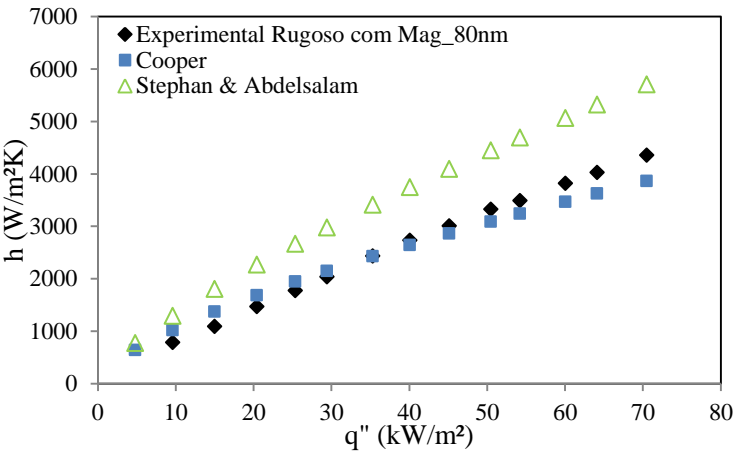


Tabela.13 - Desvio médio absoluto das correlações obtidas para o substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm.

	Stephan & Abdelsalam	Cooper
Desvio médio (%)	41	10

4.4 ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA DENSIDADE DE SÍTIOS DE NUCLEAÇÃO NA EBULIÇÃO

A análise da influência da densidade de sítios de nucleação sobre o comportamento do coeficiente de transferência de calor no regime de ebulição nucleada, conforme visto na seção 2.3 do Capítulo 2, pgs.8 -15, tem sido estudada a partir de modelos semi-empíricos. É importante ressaltar que esses modelos, em sua maioria, foram desenvolvidos para condições de teste específicas, como por exemplo: tipo de superfície e fluido de trabalho utilizado, certas faixas de rugosidades, nível de pressão, etc.

Dos resultados da literatura, parece haver consenso quanto aos seguintes pontos: que a densidade de sítios de nucleação ativos aumenta com o aumento do fluxo de calor imposto, Wallis (1969), Mikic e Rohsenow (1969), e, também com o aumento da rugosidade da superfície aquecida, Kang (2000), Das *et al.* (2006). Outra característica está relacionada ao raio de cavidade crítico ou mínimo, obtido da relação apresentada no Capítulo 2, equação.2.4, que permite determinar o valor de superaquecimento mínimo necessário para se ter uma cavidade ativada. De acordo com a equação, é possível perceber que raios de cavidades maiores exigem um superaquecimento menor para o início da ebulição, fazendo com que mais sítios de nucleação sejam ativados.

Devido às especificidades de cada uma das correlações apresentadas, os resultados obtidos experimentalmente na presente pesquisa serão comparados apenas com alguns desses modelos. Entretanto, a exclusão de algumas expressões se justifica pela falta de alguns parâmetros necessários para a análise.

No modelo de Mikic e Rohsenow (1969), a dificuldade está relacionada à medida do diâmetro de maior cavidade presente na superfície, D_s , que é obtido a partir de considerações estatísticas e depende, ainda, do tipo de material e do tipo de acabamento da superfície, segundo Wang e Dhiri (1993). Outra dificuldade é a obtenção da constante empírica, m , ver Capítulo 2, seção 2.3, pg.12.

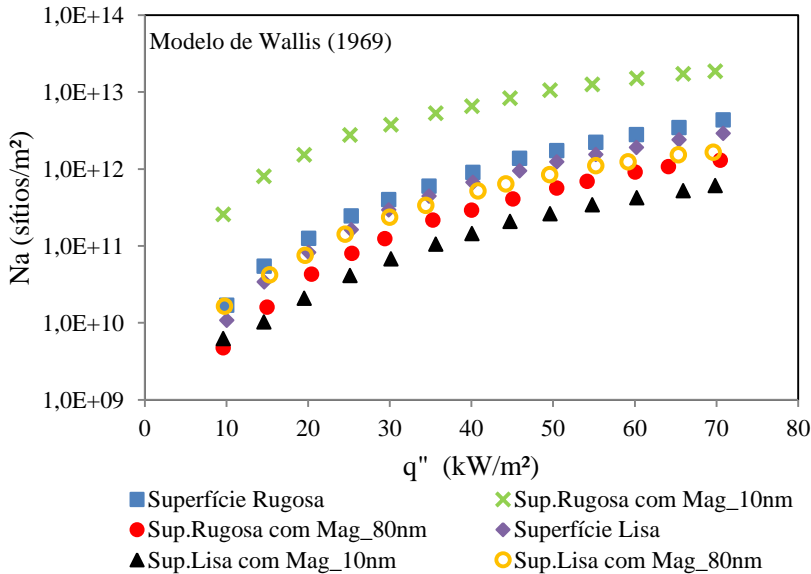
O modelo de Wang e Dhiri (1993) foi desenvolvido para ângulos de contato estático variando entre 18° e 90° utilizando-se a água como fluido de trabalho. Na presente pesquisa o líquido utilizado, HFE7100, apresenta alta molhabilidade, ficando fora da faixa de análise desses pesquisadores.

No modelo de Benjamin e Balakrishnan (1997), foram testados vários fluidos de trabalho e superfícies de aquecimento e seus efeitos sobre a densidade de sítios de nucleação. A interdependência dos tipos

de superfície e líquido é caracterizada por um parâmetro γ . A grande desvantagem da utilização de tal parâmetro em superfícies nanoestruturadas diz respeito às novas propriedades adquiridas pelo substrato após a adesão de nanopartículas.

As Figuras 4.28 e 4.29 plotadas em gráficos mono-log mostram a variação da densidade de sítios de nucleação por metro quadrado em função do fluxo de calor para todas as superfícies, lisas e rugosas, estudadas na pesquisa utilizando as correlações de Wallis (1969), com os menores expoentes, $x=0,3$ e $y=1$, conforme equação 2.8 pg.13 e de Kolev (2006), equações 2.14 a 2.17, pg.14.

Figura 4.28 - Densidade de sítios de nucleação em função do fluxo de calor para os substratos lisos e rugosos utilizando o modelo de Wallis (1969).

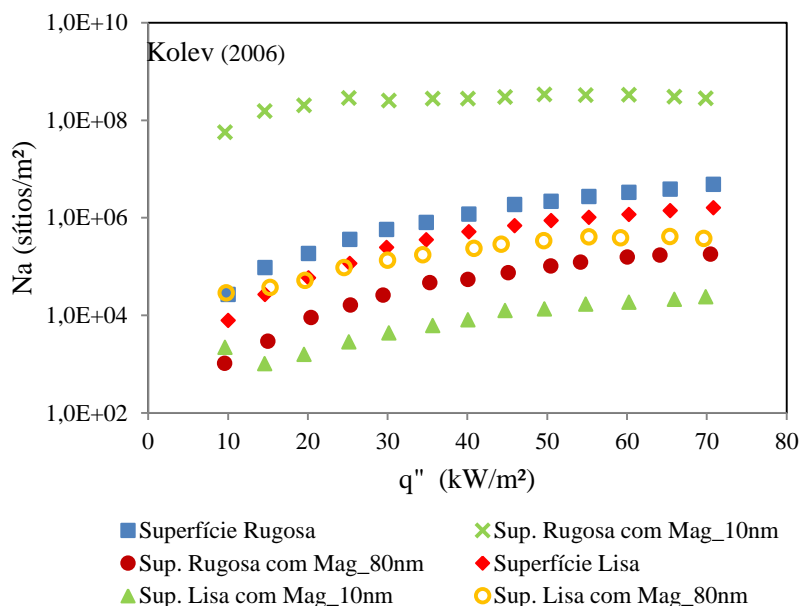


Na comparação com o modelo de Kolev nota-se a mesma tendência para a densidade de sítios de nucleação ativos, isto é, um número maior de sítios de nucleação é ativado à medida que o fluxo de calor aumenta, diferindo apenas na ordem de grandeza do eixo das ordenadas.

A relação entre os tamanhos (diâmetros) de nanopartículas depositadas e da rugosidade inicial dos substratos não são suficientes para explicar os diferentes valores encontrados para o coeficiente de transfe-

rência de calor. O parâmetro SIP utilizado por Narayan *et al.* (2007) é suficiente para corroborar com o maior coeficiente de transferência de calor obtido experimentalmente nesse trabalho, situação em que se tinha a maior rugosidade de superfície ($R_a = 168\text{nm}$) versus o menor diâmetro de nanopartícula depositada ($d_p = 10\text{nm}$). No entanto, o parâmetro SIP não considera uma possível relação entre o tipo de nanopartícula (material do que é feita a nanopartícula, por exemplo, um metal, um óxido, etc) utilizada para se revestir o substrato. É como se importasse para esses pesquisadores apenas a relação Rugosidade/diâmetro de nanopartícula o que desconsideraria de que material é a nanopartícula utilizada.

Figura 4.29 - Densidade de sítios de nucleação em função do fluxo de calor para os substratos lisos e rugosos utilizando o modelo de Kolev (2006).



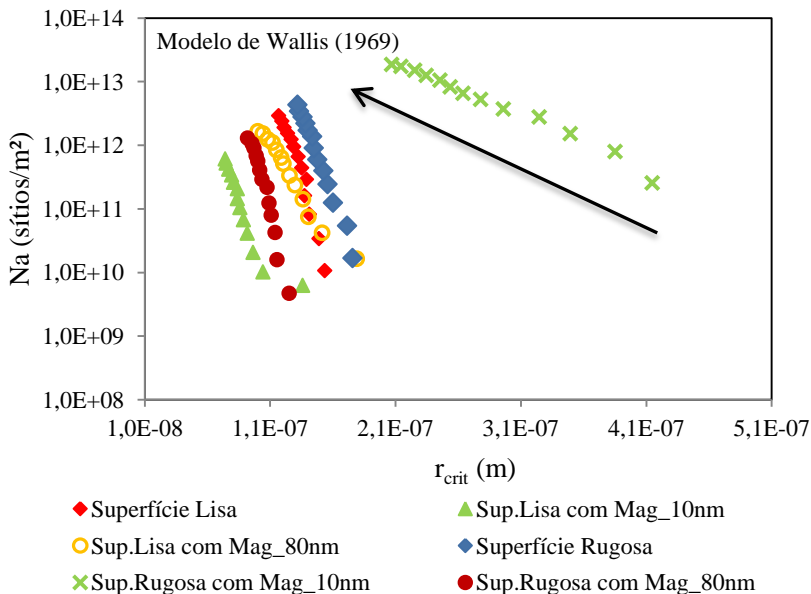
Os resultados obtidos experimentalmente indicam que as rugosidades de superfícies, antes ou após os revestimentos dos substratos, não são suficientes para justificar os coeficientes de transferência de calor encontrados. No entanto, se a análise for feita a partir do aumento do número de sítios de nucleação ou redução dos raios de cavidades críticos para os tipos de superfícies estudadas nesse trabalho, conclui-se que as

correlações de Wallis (1969) e Kolev (2006), Figuras 4.28 a 4.31, mostram o mesmo comportamento obtido para os coeficientes de transferência de calor apresentados nas Figuras 4.1 e 4.5.

Pretende-se mostrar que o coeficiente de transferência de calor apresenta forte dependência do número de sítios de nucleação que podem ser ativados sobre a superfície aquecida. A relação rugosidade de superfície/diâmetro de nanopartículas, dependendo da situação, afetaria assim na ativação ou não desses sítios.

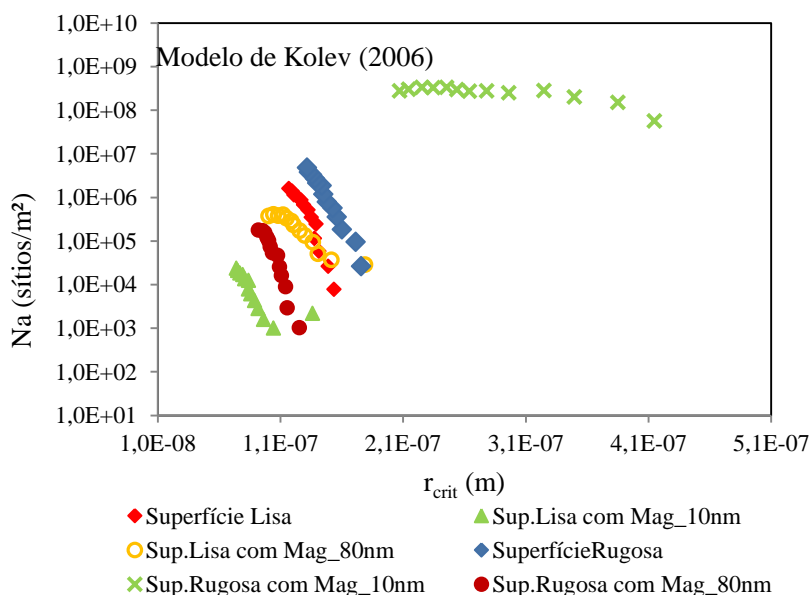
A partir da tendência dos resultados previstos pelos modelos de Wallis (1969) e Kolev (2006) para a densidade de sítios de nucleação, Figuras 4.28 e 4.29, é possível compreendermos o que ocorre. Para a superfície rugosa com deposição de maguema de 10nm de diâmetro um número maior de sítios de nucleação é ativado e os coeficientes de transferência de calor são maiores. Para o substrato liso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro tem-se uma redução acentuada na densidade de sítios de nucleação e, como consequência, um coeficiente de transferência de calor menor.

Figura 4.30 - Densidade de sítios de nucleação em função do raio de cavidade crítica para os substratos lisos e rugosos utilizando o modelo de Wallis (1969).



As Figuras 4.30 e 4.31 mostram como a densidade de sítios de nucleação é alterada com o tamanho do raio de cavidade crítico calculado por meio da Equação 2.4. Em ambas as figuras, o fluxo de calor cresce no sentido da direita para esquerda, como indicado pela seta na figura, o raio de cavidade crítico diminui e a densidade de sítios de nucleação aumenta. Assim, para o primeiro fluxo de calor imposto, o substrato rugoso com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro apresenta um raio de cavidade crítico da ordem de 4×10^{-7} m, enquanto que, se comparado, por exemplo, ao substrato rugoso com deposição de maguemita de 80nm de diâmetro, tem-se um raio de cavidade crítico de aproximadamente $1,25 \times 10^{-7}$ m, para o mesmo fluxo de calor.

Figura 4.31 - Densidade de sítios de nucleação em função do raio de cavidade crítico para os substratos lisos e rugosos utilizando o modelo de Kolev (2006).



No capítulo 2 de revisão bibliográfica foi visto a partir Equação 2.1 que o superaquecimento mínimo necessário para se ativar um sítio de nucleação é inversamente proporcional ao raio de cavidade. A superfície rugosa revestida com nanopartículas menores (10nm de diâmetro)

possui raios de ativação maiores, por essa razão requer um superaquecimento menor para iniciar a nucleação levando a maior densidade de sítios de nucleação, o que explica o maior coeficiente de transferência de calor obtido para este caso.

5. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Neste estudo foram obtidos resultados experimentais para o coeficiente de transferência de calor durante o regime de ebulição nucleada para o fluido HFE7100 à pressão atmosférica e temperatura de saturação. As seções de teste consistiram de discos de cobre com 12mm de diâmetro e 1mm de espessura, localizadas no interior de uma câmara de ebulição, montadas em um suporte de PVC, com a face voltada para cima.

As superfícies testadas corresponderam a dois tipos de substratos com rugosidades específicas diferentes que, por conveniência, foram chamados de: liso ($R_a = 0,022\mu\text{m}$) e rugoso ($R_a = 0,168\mu\text{m}$), estes, serviram como base para a deposição de nanopartículas para análise das nanoestruturas. Os substratos nanoestruturados foram preparados a partir da deposição de nanopartículas de maguemita de diferentes diâmetros (10nm e 80nm) via técnica de evaporação respeitando sempre a mesma concentração de 0,29g/L, totalizando quatro tipos de substratos nanoestruturados: liso com deposição de maguemita de 10nm e outro com deposição de maguemita de 80nm; rugoso com adesão de nanopartículas de 10nm de diâmetro e outro revestido com nanopartículas de 80nm de diâmetro.

Os níveis de confinamentos foram estabelecidos em função da distância entre o disco de cobre, na parte inferior da câmara de ebulição, e um elemento confinador (uma peça em acrílico) na parte superior. Foram estudados níveis de confinamento de 0,1; 0,3 e 1,0mm e um caso sem confinamento. Os testes foram realizados com fluxos de calor menores ou iguais a 70kW/m^2 , a partir de incrementos sucessivos de 5kW/m^2 .

Para completar a análise experimental foram feitas análises microestruturais das amostras mediante microscopia eletrônica de varredura antes e após o revestimento de nanopartículas, efetuadas medidas de rugosidade e de ângulo de contato dos substratos, realizadas filmagens para todas as situações propostas através de câmera de alta velocidade e utilizada análise de incertezas.

A partir dos resultados obtidos experimentalmente para o coeficiente de transferência de calor pôde-se mostrar o efeito das principais variáveis que influenciam os mecanismos de transferência de calor durante o regime de ebulição nucleada. As principais conclusões do trabalho, vistas a seguir, abordam: o papel do confinamento na ebulição, rugosidade dos substratos envolvidos nos testes, o tamanho das nanopar-

tículas depositadas sobre as superfícies e a relação nanopartículas/rugosidade e seu papel na ebulição.

Quanto ao efeito do tamanho das nanopartículas depositadas:

- O coeficiente de transferência de calor varia consideravelmente com a relação entre rugosidade/tamanho de nanopartículas utilizadas;
- O parâmetro de interação de partículas (SIP) definido por Nara-yan *et al.* (2007) é suficiente para explicar o maior coeficiente de transferência de calor obtido na pesquisa, caso em que, $R_a = 168\text{nm}$ e $d_p = 10\text{nm}$.
- A superfície rugosa apresentou aumento do coeficiente de transferência de calor quando revestida com nanopartículas de **menor** diâmetro (SIP=16), sendo o aumento médio de aproximadamente 110% para fluxos de calor entre 5 e 30kW/m^2 e de 60% para fluxos de calor entre 35 a 70kW/m^2 ;
- Efeitos combinados foram utilizados como argumentos para explicar o aumento da transferência de calor para esse caso, criação de sítios adicionais sobre a superfície, redução do tamanho de abertura das cavidades (favorecendo um bombeamento capilar)e baixa resistência térmica;
- Superfície rugosa com deposição de nanopartículas de diâmetro **maior** apresenta redução média no coeficiente de transferência de calor de 29% comparado ao substrato padrão.
- Dois fatores são os principais responsáveis por tais resultados; a obstrução dos sítios de nucleação e a resistência térmica elevada.
- Para as superfícies lisas com deposição de nanopartículas h diminui para ambas as situações, com uma redução média mais acentuada para a deposição de nanopartículas de menor diâmetro, cerca de 37%, para fluxos de calor superiores a 50 kW/m^2 ;
- Para a superfície lisa com adesão de nanopartículas menores (10nm) é possível perceber, a partir de imagens obtidas com

câmera de alta-velocidade, para fluxos de calor $\leq 15\text{kW/m}^2$, uma grande resistência térmica para iniciar a nucleação.

- O substrato liso com adesão de nanopartículas de 80nm tem sua rugosidade aumentada o que contribui para a transferência de calor, no entanto, devido ao tamanho elevado das nanopartículas a resistência térmica também aumenta, como resultado o equilíbrio entre eles, pouco altera o coeficiente de transferência de calor.

Quanto ao efeito do confinamento para a ebulição ($s=0,1\text{mm}$)

- Para $s = 0,1 \text{ mm}$, um aumento no coeficiente de transferência de calor em torno de 145% foi observado para fluxos de calor inferiores a 30kW/m^2 para a superfície rugosa com deposição de nanopartículas de maguema de 10nm de diâmetro quando comparada a situação sem confinamento;
- Para fluxos maiores do que 30kW/m^2 o início do fenômeno de *dryout* é antecipado levando à redução progressiva da transferência de calor;
- A coalescência e o aumento do tempo de residência das bolhas de vapor sobre a seção de teste aquecida, favorece a evaporação de uma película de líquido, presente entre a superfície aquecida e a base da bolha deformada aumentando a transferência de calor, para $q'' \leq 30\text{kW/m}^2$;
- Para fluxos maiores cria-se uma grande massa de vapor no meio confinado inibindo a entrada de líquido mais frio no local, levando à redução do coeficiente de transferência de calor e ao início do fenômeno de *dryout*;
- Para a superfície lisa revestida com nanopartículas maiores dois comportamentos distintos se apresentam: um aumento significativo do coeficiente de transferência de calor até o fluxo de calor de 40kW/m^2 e uma redução abrupta na sequência mostrando o início do *dryout*, ver Figura 4.11, pp.80;
- Para o substrato liso sem deposição, devido à rugosidade baixa da superfície lisa, o número dos sítios de nucleação é menor e o

diâmetro de partida de bolhas é pequeno, o que reduz o efeito do confinamento;

- Para a superfície lisa revestida com nanopartículas menores tem-se o número de sítios de nucleação reduzido e aumento da resistência térmica, isto interfere no crescimento das bolhas de vapor que deixam a superfície com baixos volumes, impedindo um efeito maior do elemento confinador o que reduz a transferência de calor;
- Para a situação em que $R_a \ll d_p$, caso em que se tem a superfície lisa com deposição de nanopartículas de 80nm, o efeito do confinamento é importante. A análise das imagens mostram volumes enormes de bolhas de vapor deixando a região entre o elemento confinador e superfície aquecida, bolhas de vapor com diâmetros maiores sofrem a ação do confinamento, intensificando o coeficiente de transferência de calor até um fluxo de calor limite;
- Ao se comparar as rugosidades das superfícies: Rugosa com Mag_{80nm} e Lisa com Mag_{10nm} , obtêm-se valores de R_a de $0,332\mu m$ e $0,030\mu m$, respectivamente. Esses resultados mostram que a adesão de nanopartículas sobre as superfícies tem um papel mais importante para a transferência de calor do que apenas o efeito da rugosidade final dos substratos.

Quanto ao efeito da variação dos níveis confinamento para a ebulição.

- Como tendência geral, o coeficiente de transferência de calor aumenta quando o confinamento aumenta, correspondendo a uma diminuição do tamanho do espaçamento, s , principalmente para baixos fluxos de calor;
- Para as superfícies sem a presença de nanopartículas obteve-se, maiores coeficientes de transferência de calor para níveis de confinamento de 0,3 e 1,0mm, principalmente, para fluxos de calor compreendidos entre 10 e $50kW/m^2$, apresentando um aumento médio de 30%;

- Para $s=1,0\text{mm}$ as bolhas de vapor não sofrem um processo grande de deformação, porém encontra-se um efeito de retardamento na saída das bolhas de vapor da região confinada que contribui para a transferência de calor;
- Para $s=0,3\text{mm}$, além desse efeito, a vaporização da película líquida localizada entre a bolha de vapor e a superfície de aquecimento é intensificada favorecendo a transferência de calor;
- O impacto “negativo” do confinamento de $0,1\text{mm}$ se deve ao excesso de vapor na região confinada que inibe a entrada de líquido “mais frio” localmente;
- A superfície rugosa com $\text{Mag}_{10\text{nm}}$ apresentou importante aumento para o coeficiente transferência de calor, para fluxos menores do que 40kW/m^2 , para os três níveis de confinamento analisados;
- A superfície rugosa com $\text{Mag}_{80\text{nm}}$ mostrou um comportamento bastante diferente de todos os casos analisados anteriormente para $s=1,0\text{mm}$. Com início de nucleação alto, $h = 3500\text{W/m}^2\text{°C}$ a partir dos primeiros fluxos de calor e em seguida estabilizando, mantendo-se em média 35% maior h que o substrato sem confinamento;
- No caso com a superfície lisa com $\text{Mag}_{10\text{nm}}$, os conjuntos de dados mostram os menores coeficientes de transferência de calor obtidos na pesquisa. Isso se deve à maior resistência térmica verificada;
- Para a superfície lisa com $\text{Mag}_{80\text{nm}}$, caso em que $R_a \ll d_p$. Os resultados experimentais mostram curvas com características bem particulares. Elas se intercalaram entre si, aumentando ou diminuindo o valor de h à medida que se alteraram os fluxos de calor. De maneira geral, o efeito do confinamento beneficiou a transferência de calor quando comparado à situação sem restrição de espaço físico.

Quanto à comparação dos resultados obtidos experimentalmente com as correlações da literatura

- Para os substratos lisos e rugosos sem deposição, a correlação de Stephan e Abdelsalam (1980) foi a que mais se aproximou dos resultados obtidos experimentalmente, com desvio médio de 8 e 25%, para as superfícies rugosa e lisa, respectivamente;
- Para as superfícies lisas com adesão de nanopartículas de 10nm ou 80nm de diâmetro, os valores obtidos experimentalmente se aproximaram dos previstos pela correlação de Stephan e Abdelsalam (1980) com desvios médios de 16%.
- O substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 80nm apresentou boa concordância com a correlação de Cooper (1984), com desvio médio de 10%.
- Para o caso em que $R_a \gg d_p$, as correlações são incapazes de prever o comportamento experimental para o h . Os valores obtidos dos ensaios experimentais são superestimados.
- Para $R_a \ll d_p$ é possível perceber uma melhora na comparação dos resultados experimentais com a correlação de Stephan e Abdelsalam (1980), algo em torno de 17%.

Quanto à análise dos modelos para a densidade de sítios de nucleação.

- A densidade de sítios de nucleação aumenta com o aumento do fluxo de calor para todas as superfícies analisadas.
- O substrato rugoso com deposição de nanopartículas de 10nm de diâmetro apresenta a maior densidade de sítios de nucleação entre todas as superfícies estudadas.
- O aumento da rugosidade das superfícies não é suficiente para explicar o aumento do coeficiente de transferência de calor para as superfícies nanoestruturadas.

- Os modelos para a densidade de sítios de nucleação mostram concordância com todos os resultados obtidos experimentalmente com o coeficiente de transferência de calor.
- O número de sítios de nucleação ativos e raios de cavidade menores explicam o rápido início da nucleação para a superfície rugosa com adesão de nanopartículas de 10nm de diâmetro e a maior transferência de calor obtida.

Quanto às recomendações.

Para aprofundar o entendimento do uso de nanopartículas para revestir superfícies durante o regime de ebulição nucleada recomenda-se:

- Analisar o coeficiente de transferência de calor para diferentes materiais de nanopartículas depositadas, mantendo inalterado o tamanho das mesmas e a rugosidade do substrato.
- Utilizar outras técnicas de deposição que permitam o controle da camada depositada e evitem a formação de clusters.
- Analisar o efeito da concentração do nanofluido a ser depositado no substrato a fim de verificar se, para concentrações mais elevadas, a camada depositada será mais espessa e como será o efeito deste sobre o coeficiente de transferência de calor.
- Variar o tamanho das nanopartículas.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Avedisian, C. T. "Phase change heat transfer-a perspective for the Future: Response to Professor K. Dhir." *Rohsenow Symposium Massachusetts Institute of Technology*. 2003.
- Bankoff, S. G.. Entrapment of Gas in the Spreading of a Liquid over a Rough Surface. *Aiche Journal* , vol. 4, pp. 24–26, 1958.
- Bar-Cohen, A, M Ohadi, and M. Arik. "Direct Liquid Cooling of High Flux Micro and Nano Electronic Components." *Proceedings of the IEEE*, Vol.94, n.8 , pp.1549-1570, 2006.
- Barthau, G. "Active nucleation site density and pool boiling heat transfer – an experimental study." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol.35, pp. 271-278,1992.
- Berenson, P.J. "Experiments on pool boiling heat transfer." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 5, pp. 985-999,1962.
- Bernardian, J. & Mudawar,I., A cavity activation and bubble growth model of the Leidenfrost point. *Transactions of the ASME*, vol.124, pp. 864-874, October de 2002.
- Benjamin, R, J. and Balakrishnan, A,R., "Nucleation site density in pool boiling of saturated pure liquids", *Experimental Thermal and Fluid Science* , vol.15, pp.32-42,1997.
- Bier, K., Gorenflo, D., Salem, M., Tanes, Y., Pool boiling heat transfer and size of active nucleation centers for horizontal plates with different surface roughness. 6th International Heat Transfer Conference, vol.1,pp. 151–156. August 7-11, in Toronto, Canada, 1978.
- Borishanski, V.M., *Correlation of the effect of pressure on the critical heat flux and heat transfer rates using the theory of thermodynamic similarity*. New York: Pergamom Press, 1969.
- Buongiorno, J. "Convective Transport in Nanofluids." *Journal of Heat Transfer*, vol. 128, pp.240-251,2006.

- Buongiorno, J., Hu, L.W., Kim, S, J., Hannink, R., Truong, B., Forrest. E. "Nanofluids for Enhanced Economics and Safety of Nuclear Reactors: An Evaluation of the Potential Features, Issues, and Research Gaps." *Nuclear Technology*, 62 (1), pp.80-91, 2008.
- Cardoso, E.M. "Intensificação da ebulição nucleada." *Tese de doutorado - UFSC- Engenharia Mecânica*, 2010.
- Cardoso, E. M. "Estudo experimental da ebulição nucleada confinada." *Dissertação de mestrado - UFSC- Engenharia Mecânica*, 2005.
- Cardoso, E. M., Kannengieser, O., Stutz, B., Passos, J.C. "FC72 and FC87 nucleate boiling inside a narrow horizontal space." *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 235 (6), pp.1038–1045, 2011.
- Cardoso, E.M., Passos, J.C., Stutz, B.,Lallemand, M. "Confined boiling of the n-Pentane in a horizontal space." *7th ECI International Conference on Boiling Heat Transfer - Boiling 2009 Proceedings*. Florianópolis/SC, 2009.
- Carey, V.P. *Liquid-Vapor Phase-Change Phenomena: an introduction to the thermophysics of vaporization and condensation process in heat transfer equipment*. Taylor & Francis., 1992.
- Chang,J,Y., You, S,M,," Enhanced boiling heat transfer from micro-porous surfaces: effects of a coating composition and method", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 40 (18), pp. 4449–4460, 1997.
- Chen, R., Lu,M., Srinivasan,V., Wang,Z., Cho,H,H., Majumdar,A. "Nanowires enhanced boiling heat transfer nanolet." *Nano Letters*, 2009.
- Chon, C.H., Kihm, K.D., Lee, S.P., Choi, S.U.S. "Empirical correlation finding the role of temperature and particle size for nanofluid (Al₂O₃) thermal conductivity enhancement." *Applied Physics Letters* , vol.87(3) , 2005.

- Cooper, M.G., "Saturation Nucleate pool Boiling-A Simple Correlation." *International Chemical Engineering Symposium Series*.vol.86, pp.785-792, 1984.
- Cornwell, R., & , Brown, R,D,. "Boiling surface topography." *Proc. 6th International Heat Transfer Conference*. Toronto, vol. 1, pp. 157 - 161, 1978.
- Corty, C andFoust, A,S,. "Surface Variables in Nucleate Boiling." *Chemical Engineering Progress Symposium*, vol. 51,pp.1-12, 1955.
- Das, A.K., Das. P.K., Saha.P., Nucleate boiling of water from plain and structured surfaces., *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2006.
- Das, S. K., Choi, S, U,S., and Patel, H, E. "Heat Transfer in nanofluids - A Review." *Heat Transfer Engineering*, vol. 27, pp.3-19, 2007.
- Das, S.K., Putra, N., Thiesen, P., and Roetzel, W.,. "Temperature Dependence of Thermal Conductivity Enhancement for Nanofluids." *Transactions of ASME, Journal of Heat Transfer*, vol.125 , pp.567-574, 2003.
- Dhir, V.K. "Boiling heat transfer." *Annual Reviews of Fluid Mechanics*, vol. 30, pp.365-401,1998.
- Dhir, V.K. "Phase change heat transfer a perspective for the future " *Rohsenow Symposium*, Massachusetts Institute of Technology, 2003.
- Eastman, J,A., Choi, S,U,S., Li, S., Yu, W., and Thompson, L,J. "Anomalously Increased Effective Thermal Conductivity of Ethylene Glycol-Based Nanofluids Containing Copper Nanoparticles." *Appl. Phys. Lett.*, 78(6), pp.718–720, 2001.
- EPE, "Balanço Energético Nacional 2007: Ano base 2006: Resultados Preliminares / Ministério de Minas e Energia". Empresa de Pesquisa Energética. Rio de Janeiro : EPE, 2007.

- Flesh, C.A. "Metrologia e eletrônica básica para experimentação – Módulo I." *Laboratório de Metrologia e Automação, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Brasil*, 2003.
- Forrest, E., Williamson, E., Buongiorno. J., Hu L.W., Rubner, M., Cohen, R. "Augmentation of nucleate boiling heat transfer and critical heat flux using nanoparticle thin-film coatings." *International Journal Heat and Mass Transfer*, 2010.
- Forster, H,K., Zuber,N. "Dynamics of vapor bubbles and boiling heat transfer." *American Institute of Chemical Engineers Journal*, vol.1, pp.531 - 535,1955.
- Forster, H. K., Zuber, N.,. "Dynamics of Vapor Bubbles and Boiling Heat Transfer." *AIChE Journal*, vol. 1, pp. 531-535, 1955.
- Fritz, W. "Maximum volume of vapour bubbles." *Phys. Z.* 36, pp.379–384, 1935.
- Goss,G, Júnior. "Transferência de calor e queda de pressão durante a condensação convectiva do R-134a em microcanais paralelos." Dissertação de mestrado, Florianópolis, 2011.
- Griffith, P., & Wallis, J,D,. "The role of surface conditions in nucleate boiling. " *Eng. Prog. Symp. Ser.* 56(30), pp. 49-63, 1960.
- Groza, J,R, J,F Shackelfold, E,J Lavernia, and M,T. Powers. *Materials Processing Handbook*. CRC Press, Taylor & Francis Group, 2007.
- Guglielmini, G., Misale,M., Priarone,A. "Experiments on HFE-7100 pool boiling at atmospheric pressure in horizontal narrow spaces." *ECI International Boiling Heat Transfer*. Florianópolis, 3-7 May, 2009.
- Haramura, Y., Katto,Y. "A new hydrodynamic model of critical heat flux, applicable widely to both pool and forced convection boiling on submerged bodies in saturated liquids." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol.26, No.3, pp. 389-399, 1983.

- Heitich, L.V., Passos, J.C., Cardoso, E.M., da Silva, M. F., Klein, A. N., "Nucleate boiling of water using nanostructured surfaces", *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, v. 36, pp.181-192, 2014.
- Heitich, L.V. "Efeito de superfícies nano-estruturadas sobre ebulição nucleada da água." Dissertação de Mestrado, Florianópolis, 2012.
- Hendricks, T.J., Krishnan, S., Choi, C., Chang, C-H., Paul, B. "Enhancement of pool-boiling heat transfer using nanostructured surfaces on aluminum and copper." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, n.53, pp.3357-3365, 2010.
- Hibiki, T., & Ishii, M., Active nucleation site density in boiling systems. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 46, pp. 2587–2601, 2003.
- Holman, J.P. *Experimental methods for engineers*. Singapore: Mcgrall-Hill, 1989.
- Hsu, Y.Y. "On the size range of active nucleation cavities on a heating surface." *Transactions of ASME – Journal of Heat Transfer*, vol.84, pp. 207-215, 1962.
- Hwang, G.S., Kaviani, M. "Critical heat flux in thin, uniform particle coatings." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 49, pp. 844–849, 2006.
- Incropera, F. P., & DeWitt, D. P. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer 5th*. John Wiley & Sons, 2002.
- Ishibashi, E., Nishikawa, K. "Saturated boiling heat transfer in narrow spaces." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 12, pp.863-894, 1969.
- Jabardo, J.M.S., "Thermocapillary flows around hemispherical bubbles." Tese (Doutorado), Department of Mechanical and Industrial Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1981.

- Jabardo, J,M,S., "Transferência de calor por ebulição e trocadores de calor bifásicos." *1º Encontro Brasileiro sobre Ebulição, Condensação e Escoamento Multifásico Líquido-Gás – EBCEM*. Florianópolis/SC, 2008.
- Jabardo, J,M,S,.. "Nucleate Boiling Heat Transfer." 7ª ECI International Conference on Boiling Heat Transfer. Florianópolis/SC, Brazil, 3-7 may, 2009.
- Jeong, Y,H., Chang,W,J., Chang,S,H., "Wettability of heated surfaces under pool boiling using surfactant solutions and nano-fluids." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol.51, pp. 3025 - 3031, 2008.
- Jiang, Y,Y., Wang,W,C., Wang, D., Wang, B, X. "Boiling heat transfer on machined porous surfaces with structural optimization." *International Journal of Heat and Mass Transfer* , vol.44 (2) pp.443–456, 2000.
- Jones, B, J., McHale, J, P., Garimella, S., "The influence of surface roughness on nucleate pool boiling heat transfer", Birck and NCN Publications. Paper 480 ,2009.
- Johnson, R.E. , & Dettre, R.H. "Wettability - Wetting of low-energy surfaces." *Marcel Dekker*, pp.1-73,1993.
- Kandlikar, S.G. "A theoretical model to predict pool boiling FC incorporating effects of contact angle and orientation." *Journal of Heat Transfer*,123, pp.1071–1079, 2001.
- Kang, M-G. "Effect of surface roughness on pool boiling heat transfer." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol.43, pp. 4073-4085, 2000.
- Katto, Y., Yokoya, S., Teraoka, K. "Nucleate and transition boiling in a narrow space between two horizontal, parallel disk-surfaces." *Bulletin of the JSME* , vol.20, nº143, pp.638-643,1977.
- Kim, S, J.,Bang, I,C.,Buongiorno,J., Hu,L,W. "Effects of nanoparticle deposition on surface wettability influencing boiling heat transfer in nanofluids." *Applied Physics Letters*, vol.89, 153107,2006.

- Kolev, N.I., "The Internal Characteristics of Boiling at Heated Surfaces", ECI International Conference on Boiling Heat Transfer, Spoleto, Italy, 7-12 May, 2006.
- Kolzerbrasil - Referência Mundial em Metalização. Site acessado em: 01/11/2014. <http://www.kolzer-brasil.com/#!funcionamento/c1stl>.
- Kwark, S.M., M. Amaya, and S.M. You. "Pool Boiling Heat Transfer Characteristics of nanocoating in various working fluids." *27th IEEE SEMI-THERM Symposium*. San Jose, CA-USA, pp.146-154,2011.
- Lee, S., Choi, S,U,S., Li, S., and Eastman, J,A. "Measuring Thermal Conductivity of Fluids Containing Oxide Nanoparticles." *Journal Heat Transfer*, vol.121, 280-289, 1999.
- Luke, A., "Thermo and fluid dynamics in boiling, connection between surface roughness, bubble formation and heat transfer." *5th International Boiling Heat Transfer Conference*. Montego Bay, Jamaica, 4 - 8 May, 2003.
- Massart, R. Magnetic fluids and process for obtaining them. Patent US 4329241, 10 . Ju . 1980 11 May, 1982.
- McGrew, J.L., Bamford,F.L., Rehm,T.R.,,"Marangoni flow: an additional mechanism in boiling heat transfer." *Science*, n° 153, pp. 1106-1107,1966.
- McHale, J,P., Garimella, S,V. "Bubble nucleation characteristics in pool boiling of a wetting liquid on smooth and rough surfaces." *International Journal of Multiphase Flow* vol.36, pp. 249–260, 2010.
- Mehta, B., Khandekar, S. "Two-phase closed thermosyphon with nanofluids." *14th International Heat Pipe Conference (14th IHPC)*. Florianópolis-SC, Brazil, April 22-27, 2007.
- Mikic, B.B., Rohsenow. "A new correlation of pool boiling data including the effect of heating surface characteristics." *Transactions of the ASME – Journal of Heat Transfer*, vol.91, pp. 245-250, 1969.

- Mohammed, H.A., Al-aswadia, A.A., Shuaiba, N.H, Saidurb, R. "Convective heat transfer and fluid flow study over a step using nanofluids:review." *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, n 15, pp. 2921– 2939, 2011.
- Moore, F.D., Mesler, R.B., "The measurement of rapid surface temperature fluctuations during nucleate boiling of water." *American Institute of Chemical Engineers Journal*, vol.7, pp. 620-624,1961.
- Motta, F.C. "Caracterização da condutividade térmica, viscosidade dinâmica e ângulo de contato de nanofluidos baseados em partículas de alumina-gama em água." Dissertação de Mestrado, São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade Federal de São Paulo, 2012.
- Narayan, G.P., K,B Anoop, G .Sateesh, and S,K. .Das. "Effect of surface orientation on pool boiling heat transfer of nanoparticle suspensions." *International Journal Multiphase Flow*, vol.34, pp.145-160, 2008.
- Narayan, G.P., Anoop, K.B., Das, S.K. "Mechanism of enhancement/deterioration of boiling heat transfer using stable-nanoparticle suspensions over vertical tubes." *Journal of Applied Physics*, Vol.102, 2007 .
- Nishikawa, K., Fujita, Y., Uchida, S., Ohta, H. "Effect of surface configuration on nucleate boiling heat transfer." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol 27, n° 9, pp.1559-1571,1984.
- Nukiyama, S. "The maximum and minimum value of the q transmitted from metal to boiling water under atmospheric pressure." *Journal Japan Society of mechanical Engineers*, vol.37, pp.367-374, 1934.
- Paiva, K.V. "Comportamento térmico em microgravidade de mini tubos de calor do tipo fios-placas." *Dissertação de mestrado - UFSC-Engenharia Mecânica*, 2007.

- Park, K.J., Jung ,D.S., Shim,S.E. "Nucleate boiling heat transfer in aqueous solutions with carbon nanotubes up to critical heat fluxes." *International Journal of Multiphase Flow*, n.35, pp.525 - 532, 2009.
- Passos,J.C., Reinaldo,R.F., "Analysis of pool boiling within smooth and grooved tubes", *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol.22, pp. 35-44, 2000.
- Passos, J.C., Hirata, F.R., Possamai, L.F.B., Balsamo, M., Misale,M. "Confined boiling of FC72 and FC87 on a downward facing heating copper disk." *International Journal Heat and Fluid Flow*, vol.25, pp.313-319, 2004.
- Passos, J.C., Possamai, L.F.B., Hirata, F.R. "Confined and Unconfined FC72 and FC87 boiling on a downward-facing disc." *Applied Thermal Engineering*, vol.25, pp.2543-2554, 2005a.
- Passos, J.C., Silva, E.L.; Possamai, L.F.B. "Visualization of FC72 Confined Nucleate Boiling", *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol.30, pp. 1-7, 2005b.
- Phan, H.T., Caney,N.,P,Marty.,Colasson,S.,Gavillet,J. "How does surface wettability influence nucleate boiling?" *C.R.Mecanique*,337, pp. 251-259, 2009a.
- Phan,H.T.,Caney,N.,P,Marty.,Colasson,S.,Gavillet,J.Surface wettability control by nanocoating: The effects on pool boiling heat transfer and nucleation mechanism. *International Journal of Heat and Mass Transfer* , vol. 52, pp.5459-5471, 2009b.
- Pioro,I, L., Rohsenow,W., Doerffer,S,S., "Nucleate Pool-boiling Heat Transfer I: Review of Parametric Effects of Boiling Surface, *International Journal of Heat Mass Transfer* , vol.47, pp.5033-5044, 2004.
- Rainho Neto, A. "Análise da ebulição nucleada da água contendo nanopartículas de alumina, maguemita ou nanotubo de carbono." Dissertação de Mestrado , Florianópolis, 2011.

- Reinaldo, R.F. "Estudo experimental da ebulição nucleada em superfícies cilíndricas lisa e ranhurada." *Dissertação de Mestrado-UFSC- Engenharia Mecânica*, Florianópolis/SC, 1999.
- Rocha, S.P. "Ebulição nucleada do R-134a em superfícies lisa e micro-aletada externas de tubos horizontais de cobre." *Dissertação de mestrado - UFSC- Engenharia Mecânica*, 2007.
- Rohsenow, W, M. "A method of correlating heat transfer data for surface boiling liquids." *Trans. ASME*, vol.84, 1962.
- Santos, W, N. "O método de fio quente: técnica em paralelo e técnica de superfície." *Cerâmica* (Cerâmica), vol.48, n.306, pp. 86-91, 2002.
- Sernas V., Hooper, F.C., "The initial vapor bubble growth on a heated wall during nucleate boiling." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 12, pp.1627- 1639, 1969.
- Shahmoradi, Z., Etesam, N., Esfahany, M,N. "Pool boiling characteristics of nanofluid on flat plate based on heater surface analysis." *International Communications in Heat and Mass Transfer*, pp.1-8, 2013.
- Souza, R,R; Passos,J,C., Cardoso,E,M., "Confined and unconfined nucleate boiling under terrestrial and microgravity conditions." *63rd International Astronautical Congress* . Náples, Italy, 2012.
- Souza, R,R. "Estudo da ebulição confinada subresfriada em experimento para testes em microgravidade." *Dissertação de Mestrado-UFSC- Engenharia Mecânica*, 2010.
- Souza, R,R., Passos, J.C., Cardoso, E,M. "Confined and unconfined nucleate boiling under terrestrial and microgravity conditions." *Applied Thermal Engineering*, vol.51, pp.1290-1296, 2013.
- Stephan, K. *Heat transfer in condensation and boiling*. Springer - Verlag, 1992.
- Stephan, K., & Abdelsalam, M. "Heat transfer correlations for natural convection boiling." *International Journal of Heat Transfer*, vol.23, pp.73-87,1980.

- Stutz, B., Silveira, C.H., Morceli, Da Silva, M.M.F., Cioulachtjian, S., Bonjour, J. "Influence of nanoparticle surface coating on pool boiling." *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol.35, pp. 1239–1249, 2011.
- Takata, Y., Hidaka, S., Cao, J. M., Nakamura, T., Yamamoto, H., Masuda, M., Ito, T. "Effect of surface wettability on boiling and evaporation." *Energy*, n.3. pp.209–220, 2005.
- Takata, Y., Hidaka, S., Masuda, M., Ito, T. "Pool boiling on a superhydrophilic surface." *International Journal of Energy Research*, vol.27 (2), pp.111-119, 2003.
- Thomas, T. R. Stylus Instruments, in *Rough Surfaces* T. R. Thomas. New York: ed., Longman Group, pp. 12–70, 1982.
- Thome, J.R., *Enhanced boiling heat transfer*. USA: Hemisphere Publishing Corporation, 1990.
- Trefethen, L., "On the jet propulsion of bubbles in a heater liquid." *Tufts University Mechanical Engineering*, Rep., 61-8-1, 1961.
- Truong, B., Hu, L. W., Buongiorno, J., McKrell, T., Kim, S.J. "Subcooled flow boiling critical heat flux enhancement of alumina nanoparticle pre-coated tubing." *ECI International Conference on Boiling Heat Transfer*. Florianópolis-SC-Brazil, 2009.
- Truong, B., Hu, L.W., Buongiorno, J. "Surface modifications using nanofluids for nucleate boiling heat transfer." *ICNMM2008-62085*. Darmstadt, Germany, 2008.
- Ujereh, S., Fisher, T., Mudawar, I. "Effects of carbon nanotube arrays on nucleate pool boiling." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, n.50, pp.4023-4038, 2007.
- Wallis, G. *One dimensional two-phase flow*. McGraw-Hill Inc, 1969.
- Wang, C.H., & Dhir, V.K. "Effect of surface wettability on active nucleate site density during pool boiling of water on a vertical surface." *Trans. ASME J. Heat Transfer* 115, pp.670–679, 1993.

- Ward, H. Profile Description, in *Rough Surfaces* T.R. Thomas. New York : ed., Longman Group, pp. 72–90, 1982.
- Webb, R.L. *Principles of Enhanced Heat Transfer*. New York: John Wiley & Sons, 1992.
- Wen, D. "Influence of nanoparticles on boiling heat transfer." *Applied Thermal Engineering*, pp.1-8, 2012.
- White, S.B., Shih, A.J., Pipe, K.P., "Effects of nanoparticle layering on nanofluid and base fluid pool boiling heat transfer from a horizontal surface under atmospheric pressure." *Journal of Applied Physics*, 107, 2010.
- Xianbing Ji., Jinliang Xu., Ziwei Zhao., Wolong Yang. "Pool boiling heat transfer on uniform and non-uniform porous coating surfaces." *Experimental Thermal and Fluid Science*, pp.1-15, 2013.
- Yagov, V.V. "Nucleate boiling heat transfer: possibilities and limitations of theoretical analyses." *ECI International Conference on Boiling Heat Transfer*. Spoleto, Italia, 2006.
- Yang, C-Y., & Liu, C-F. "Effect of coating layer thickness for boiling heat transfer on micro porous coated surface in confined and unconfined spaces." *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol.47, pp.40 - 47, 2013.
- Yang, S.R., & Kim, R.H. "A mathematical model of pool boiling nucleation site density in terms of surface characteristics." *International Journal of Heat Mass Transfer*, vol.31, pp.1127 - 1135, 1988.
- Yao, S.C., & Chang, Y. "Pool boiling heat transfer in a confined space." *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol.26, No.6, pp.841-848, 1983.
- You, S.M., Kim, J.H., Kim, K.H. "Effect of nanoparticles on critical heat flux of water in pool boiling heat transfer." *Applied Physics Letters*, n.83, pp.3374 - 3376, 2003.

Zou,L., Experimental study on subcooled flow boiling on heating surfaces with different thermal conductivities, Dissertation to degree of Doctor of Philosophy in Nuclear Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, 2010.

Zuber, N. "Hydrodynamic Aspects of Boiling Heat Transfer." *Thesis, Univerity of California, Los Angeles, California*, 1959.

APÊNDICE A

A.1 - ANÁLISE DAS INCERTEZAS EXPERIMENTAIS

São apresentados os procedimentos de cálculo e os resultados de incerteza experimental dos seguintes parâmetros: fluxo de calor (q''), coeficiente de transferência de calor (h), temperaturas medidas pelos termopares (T), pressão (p), da área da seção de teste (A_d). O método utilizado baseia-se na análise apresentada por Holman (1989) também adotada em trabalhos do grupo LEPTEN/Boiling.

A.2 - Incertezas na potência fornecida

Como não havia um equipamento de referência para aferição das incertezas da fonte de corrente contínua, assumiu-se como incerteza a menor divisão de escala dos mostradores de corrente e de tensão da fonte utilizada, o modelo ICEL PS – 6000 (0-30V/0-6A). Logo o erro cometido na medição da corrente é igual a 0,05 A e na medição da tensão igual a 0,05 V.

A potência elétrica dissipada, por efeito Joule, pela resistência foi calculada como:

$$P_w = \frac{U^2}{R} \quad (\text{A.1})$$

onde U e R representam respectivamente, a tensão medida nos bornes da resistência elétrica e a resistência elétrica medida.

As incertezas de tensão (δU) e da resistência (δR) são supostas conhecidas, logo a incerteza da potência elétrica dissipada (δP_w) será:

$$\delta P_w = \sqrt{\left(\frac{\partial P_w}{\partial U} \delta U\right)^2 + \left(\frac{\partial P_w}{\partial R} \delta R\right)^2} \quad (\text{A.2})$$

como,

$$\frac{\partial P_w}{\partial U} = \frac{2U}{R} \quad (\text{A.3})$$

$$\frac{\partial P_w}{\partial R} = -\frac{U^2}{R^2} \quad (\text{A.4})$$

então,

$$\delta P_w = \sqrt{\left(\frac{2U}{R} \delta U\right)^2 + \left(-\frac{U}{R^2} \delta R\right)^2} \quad (\text{A.5})$$

A taxa de calor total fornecida é igual à potência fornecida pela resistência.

$$Q_{total} = P_w \quad (\text{A.6})$$

$$\delta Q_{total} = \delta P_w \quad (\text{A.7})$$

Para obter-se o valor da incerteza do fluxo de calor, tem-se que calcular a incerteza da área do disco de cobre, sendo esta definida como:

$$A_d = \frac{\pi D^2}{4} \quad (\text{A.8})$$

$$\delta A_d = \sqrt{\left(\frac{\partial A_d}{\partial D}\right)^2 \delta D^2} \quad (\text{A.9})$$

$$\delta A_d = \frac{\pi D}{2} \delta D \quad (\text{A.10})$$

Para encontrar a incerteza na medida da área, utilizou-se um paquímetro Mitutoyo® (modelo: CD-8''Cx-B) com precisão de $\pm 0,05$ mm. Para a seção de teste com diâmetro de 12 mm, obteve-se uma incerteza de, $\delta A_d = 9,42 \cdot 10^{-7}$ (m²).

Como,

$$q_{fluido} = \frac{Q_{total}}{A_d} \quad (\text{A.11})$$

Então a incerteza do fluxo líquido de calor é dada por:

$$\delta q_{fluido} = \sqrt{\left(\frac{\partial q_{fluido}}{\partial Q_{total}} \delta Q_{total}\right)^2 + \left(\frac{\partial q_{fluido}}{\partial A_d} \delta A_d\right)^2} \quad (\text{A.12})$$

Resolvendo as derivadas parciais da equação anterior, encontramos;

$$\delta q_{fluido} = \sqrt{\left(\frac{1}{A_d} \delta Q_{total}\right)^2 + \left(-\frac{Q_{total}}{A_d^2} \delta A_d\right)^2} \quad (A.13)$$

A.3 - Incertezas na diferença de temperatura

A incerteza na diferença de temperaturas da parede e temperatura de saturação é dada por:

$$\Delta T = T_p - T_{sat} = T_p - T_{sat}(p_l) \quad (A.14)$$

$$\delta(\Delta T) = \sqrt{\left(\frac{\partial(\Delta T)}{\partial T_p} \delta T_p\right)^2 + \left(\frac{\partial(\Delta T)}{\partial T_{sat}} \delta T_{sat}\right)^2} \quad (A.15)$$

Sendo;

$$\frac{\partial(\Delta T)}{\partial T_{sat}} \delta T_{sat} = \frac{\partial(\Delta T)}{\partial T_{sat}} \frac{\partial T_{sat}}{\partial p} \delta p \quad (A.16)$$

$$\delta(\Delta T) = \sqrt{\left(\frac{\partial(\Delta T)}{\partial T_p} \delta T_p\right)^2 + \left(\frac{\partial(\Delta T)}{\partial T_{sat}} \frac{\partial T_{sat}}{\partial p} \delta p\right)^2} \quad (A.17)$$

$$\delta(\Delta T) = \sqrt{(\Delta T_p)^2 + (\Delta T_{sat})^2} \quad (A.18)$$

A equação A.18 é aproximada, pois as medições de temperatura efetuadas sobre os discos de cobre dependem, do posicionamento, espessura do disco e do ponto onde estão localizados os termopares sobre os mesmos. Assim, na seção seguinte são mostradas as curvas de calibração para cada termopar, possibilitando inferir a diferença na incerteza apresentada pela equação anterior.

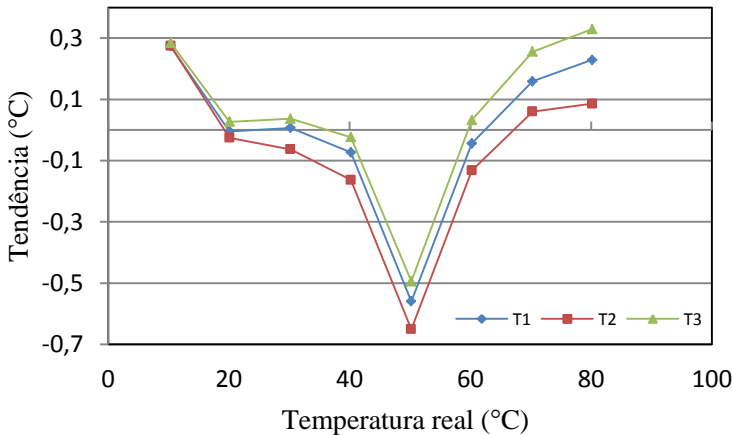
A.4 - Incerteza nas temperaturas medidas

O procedimento para a calibração dos termopares do Tipo E, seguiu os seguintes cuidados: os sensores foram mergulhados em um bquer com água destilada, inserido em um banho térmico com temperatu-

ra controlada. Como medida padrão foi utilizado um termômetro de bulbo da marca Omega® com escala de resolução de $0,1^{\circ}\text{C}$. A temperatura do banho térmico variou de 10 a 80°C para obter a curva de calibração dos três termopares utilizados, outro termopar foi colocado em um recipiente isolado, uma garrafa térmica, com água mais gelo a 0°C , para funcionar como medida de referência para os demais sensores. Em todas as etapas, o tempo de aquisição entre uma medida e outra de temperatura contou com um intervalo de 45 minutos, variando-se de 5 em 5°C .

De uma maneira geral não há a possibilidade de se realizar infinitas medições para se determinar o erro sistemático de um sistema de medida. Nesses casos opta-se por um número restrito de aquisições, que são obtidos através da calibração do instrumento. A estimativa do erro sistemático é obtida então a partir de uma curva de *Tendência*, levantada para cada termopar como já mencionado anteriormente pois, devido ao aquecimento interno do sistema de aquisição de sinais, fornecidos pela HP Agilent 34970A, pode haver variação de um canal para outro. A calibração foi feita separadamente para cada termopar, a Figura A.1 mostra a curva de tendência para os três termopares que instrumentam a seção de teste.

Figura A.1 - Tendência para os termopares do tipo E utilizados na seção de teste.

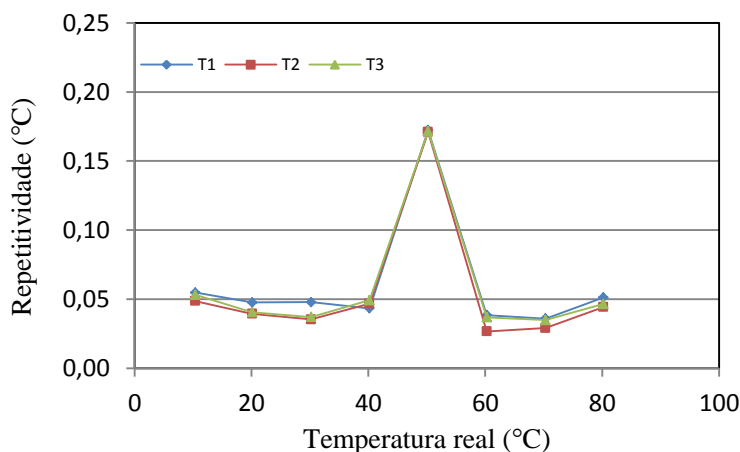


A partir de procedimentos estatísticos é possível caracterizar o erro aleatório. Tomando um conjunto de valores das indicações obtidas sobre as mesmas condições e do mesmo mensurando, determina-se o desvio padrão experimental. Os valores encontrados estarão associados

à dispersão provocada pelo erro aleatório. É bastante comum exprimir de forma quantitativa o erro aleatório através da repetitividade. A repetitividade de um instrumento de medição expressa uma faixa simétrica de valores no qual, com uma probabilidade estatisticamente definida, se estabelece o erro aleatório da indicação. Esse parâmetro é estimado ao multiplicar o desvio padrão experimental pelo coeficiente “t” de Student (2), levando em conta a probabilidade de 95% de enquadramento desejado e o número de dados envolvidos (Reinaldo,1999, Cardoso, 2005 e 2010 e Paiva, 2007).

A Figura A.2 mostra a curva de repetitividade do conjunto de termopares utilizados na seção de teste.

Figura A.2 - Repetitividade para os termopares utilizados na seção de teste.



O erro máximo ($E_{m\acute{a}x}$) de um instrumento ou sistema de medição expressa uma faixa de valores simétrica em relação ao zero, ou seja, ele contém o maior erro do qual pode estar afetada qualquer indicação apresentada pelo sistema de medição, considerando os erros sistemáticos e aleatórios em toda a sua faixa de medição. Desde que mantidas as condições de repetitividade entre a determinação dos parâmetros do instrumento e sua utilização, e considerando que a incerteza da tendência seja tão pequena a ponto de ser desprezada, o erro máximo é expresso em termos do módulo dos valores obtidos para a tendência e repetitividade (Flesch, 2003).

As Figuras a seguir, A.3 e A.4, representam a distribuição máxima dos erros de leitura de temperatura para cada termopar. Como são colocados os três termopares sobre o disco de cobre, o erro máximo foi tomado levando-se em consideração o sensor com o maior desvio da medida da temperatura. O maior erro encontrado corresponde ao termopar de número 2 de $0,8^{\circ}\text{C}$.

Figura A.3 - Erro máximo Td + Re dos termopares utilizados na seção de teste.

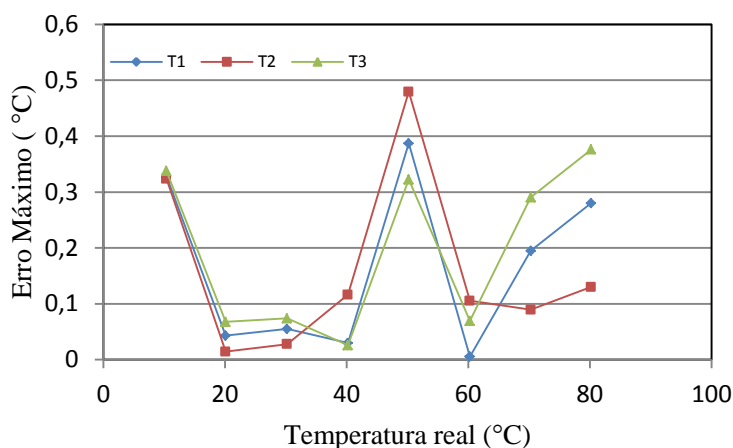
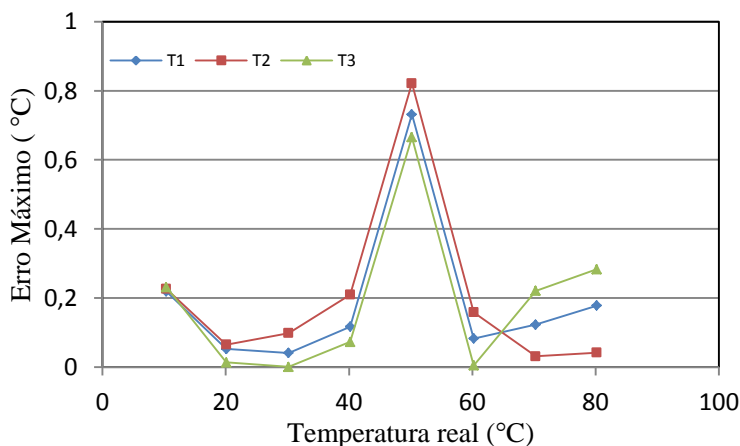


Figura A. 4 - Erro máximo Td - Re dos termopares utilizados na seção de teste.



A.5 - Incerteza no transdutor de pressão

O transdutor de pressão absoluto foi calibrado utilizando um manômetro de coluna de mercúrio como referência. O transdutor a ser calibrado foi colocado sobre uma linha de ar comprimido que estava acoplado ao manômetro de mercúrio. Variando o nível de pressão da linha de ar, tomavam-se os valores dos sinais do transdutor de pressão fornecidos pelo sistema de aquisição de dados do experimento e os valores correspondentes fornecidos pela coluna de mercúrio. O procedimento seguido variou os valores de pressões na coluna de mercúrio e os comparou com os valores obtidos com o transdutor do experimento. Na Tabela 14, são mostrados os valores obtidos para a calibração do transdutor de pressão.

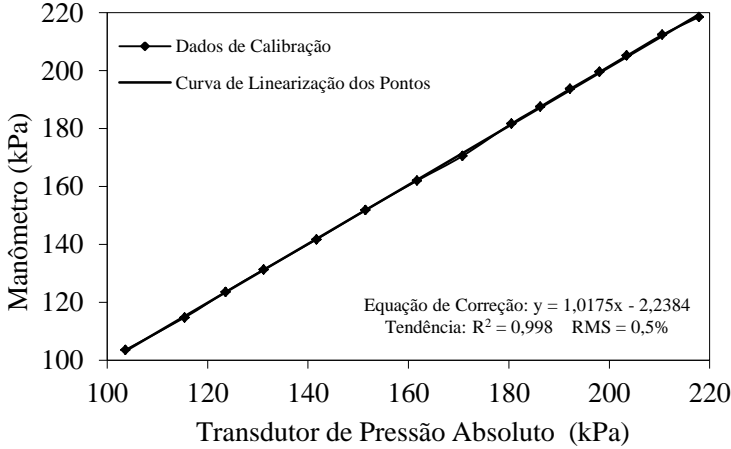
Tabela 14– Calibração do transdutor absoluto.

Coluna de Mercúrio (kPa)	Transdutor de Pressão Absoluto (kPa)	Erro absoluto (kPa)	Erro Relativo (%)
103,64	103,64	0,00	0,00
114,84	115,46	0,62	0,55
123,64	123,59	0,05	0,04
131,37	131,20	0,17	0,13
141,77	141,71	0,05	0,04
151,90	151,45	0,45	0,30
162,03	161,75	0,28	0,17
170,57	170,78	0,21	0,13
181,77	180,55	1,21	0,67
187,63	186,30	1,33	0,71
193,76	192,20	1,56	0,81
199,63	198,10	1,53	0,77
205,23	203,51	1,71	0,84
212,43	210,61	1,82	0,86
218,56	217,93	0,63	0,29

Com os dados da tabela 14 obtém-se o polinômio que representa a curva de calibração para o transdutor de pressão absoluto. A Figura A.5 mostra a equação da curva de correção. O transdutor de pressão apresentou um desvio médio quadrático em relação ao manômetro de

referência de 0,5%, com uma tendência da sua curva de correção obtidos com dados de calibração de $R^2 = 0,998$.

Figura A. 5 - Calibração do transdutor de pressão absoluto.



A.6 - Incertezas para o coeficiente de transferência de calor

O coeficiente de transferência de calor é definido, na equação a seguir:

$$h = \frac{q''_{ftuido}}{\Delta T} \quad (A.19)$$

Logo,

$$\delta h = \sqrt{\left(\frac{\partial h}{\partial q_{ftuido}} \delta q_{ftuido}\right)^2 + \left(\frac{\partial h}{\partial (\Delta T)} \delta (\Delta T)\right)^2} \quad (A.20)$$

$$\delta h = \sqrt{\left(\frac{1}{\Delta T} \delta q_{ftuido}\right)^2 + \left(-\frac{\delta q_{ftuido}}{\Delta T^2} \delta (\Delta T)\right)^2} \quad (A.21)$$

As Tabelas seguintes, 15 a 20, são referentes aos valores obtidos para o fluxo de calor e o coeficiente de transferência de calor para as seções de teste estudadas nesse trabalho e suas respectivas incertezas.

Tabela 15 -Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície lisa.

U (V)	q'' (kW/m ²)	$\delta q''$ (kW/m ²)	$\delta q''/q''$ (%)	h (kW/m ² °C)	δh (kW/m ² °C)	$\delta h/h$ (%)
1,8	5,03	0,28	5,64	714,37	79,46	11,12
2,5	9,70	0,39	4,10	987,36	70,84	7,17
3,1	14,92	0,49	3,34	1472,40	80,05	5,43
3,6	20,12	0,58	2,91	1883,14	84,91	4,51
4,0	24,84	0,65	2,64	2264,80	89,80	3,96
4,4	30,05	0,73	2,43	2769,97	98,03	3,54
4,7	34,29	0,78	2,29	3071,70	100,66	3,27
5,1	40,38	0,86	2,14	3543,33	105,76	2,98
5,4	45,27	0,92	2,03	3863,18	108,17	2,80
5,6	48,68	0,96	1,97	4091,70	110,08	2,69
5,9	54,04	1,02	1,89	4442,21	112,94	2,54
6,2	59,68	1,08	1,82	4788,71	115,51	2,41
6,4	63,59	1,13	1,77	5026,15	117,29	2,33
6,7	69,69	1,19	1,71	5398,90	120,20	2,22

Tabela 16 -Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície rugosa.

U (V)	q'' (kW/m ²)	$\delta q''$ (kW/m ²)	$\delta q''/q''$ (%)	h (kW/m ² °C)	δh (kW/m ² °C)	$\delta h/h$ (%)
1,8	5,03	0,28	5,64	682,92	38,51	5,64
2,5	9,70	0,39	4,10	1129,88	46,33	4,10
3,1	14,92	0,49	3,34	1694,29	56,65	3,34
3,6	20,12	0,58	2,91	2136,95	62,19	2,91
4,0	24,84	0,65	2,64	2566,42	67,86	2,64
4,4	30,05	0,73	2,43	3037,96	73,79	2,43
4,7	34,29	0,78	2,29	3357,80	80,94	2,41
5,1	40,38	0,86	2,14	3879,14	86,09	2,22
5,4	45,27	0,92	2,03	4312,50	91,18	2,11
5,6	48,68	0,96	1,97	4521,49	92,68	2,05
5,9	54,04	1,02	1,89	4950,14	97,02	1,96
6,2	59,68	1,08	1,82	5374,81	101,15	1,88
6,4	63,59	1,13	1,77	5612,73	102,87	1,83
6,7	69,69	1,19	1,71	6088,25	107,51	1,76

Tabela 17 - Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície lisa com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro.

U (V)	q'' (kW/m ²)	δq'' (kW/m ²)	δq''/q'' (%)	h (kW/m ² °C)	δh (kW/m ² °C)	δh/ h (%)
1,90	5,15	0,28	5,35	881,21	93,94	10,66
2,60	9,65	0,38	3,95	869,87	60,97	7,01
3,20	14,62	0,47	3,24	1009,42	54,10	5,36
3,70	19,54	0,55	2,84	1247,45	55,72	4,47
4,20	25,18	0,64	2,53	1532,73	58,65	3,83
4,60	30,20	0,71	2,33	1778,62	61,07	3,43
5,00	35,68	0,78	2,17	2029,93	63,27	3,12
5,30	40,09	0,83	2,07	2230,81	65,07	2,92
5,60	44,76	0,88	1,98	2491,16	68,33	2,74
5,90	49,69	0,94	1,89	2665,34	69,05	2,59
6,20	54,87	1,00	1,82	2886,87	70,91	2,46
6,50	60,31	1,06	1,75	3075,03	71,87	2,34
6,80	66,00	1,12	1,69	3282,40	73,23	2,23
7,00	69,94	1,16	1,66	3437,96	74,48	2,17

Tabela 18 - Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície rugosa com deposição de maguemita de 10nm de diâmetro.

U (V)	q'' (kW/m ²)	δq'' (kW/m ²)	δq''/q'' (%)	h (kW/m ² °C)	δh (kW/m ² °C)	δh/ h (%)
1,9	5,15	0,27	5,34	4614,49	491,93	10,66
2,6	9,65	0,38	3,95	2649,15	185,69	7,01
3,2	14,61	0,47	3,24	3726,79	199,74	5,36
3,7	19,54	0,55	2,83	4527,93	202,25	4,46
4,2	25,18	0,63	2,53	5419,05	207,34	3,82
4,6	30,20	0,70	2,33	5921,50	203,33	3,43
5	35,68	0,77	2,17	6567,01	204,67	3,11
5,3	40,09	0,83	2,07	7004,88	204,32	2,91
5,6	44,76	0,88	1,97	7519,27	206,25	2,74
5,9	49,68	0,94	1,89	8081,77	209,37	2,59
6,2	54,86	0,99	1,82	8522,59	209,34	2,45
6,5	60,30	1,06	1,75	8994,17	210,21	2,33
6,8	66,00	1,12	1,69	9380,08	209,26	2,23
7	69,94	1,16	1,66	9596,09	207,88	2,16

Tabela 19 - Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície lisa com deposição de maguemitá de 80nm de diâmetro.

U (V)	q'' (kW/m ²)	δq'' (kW/m ²)	δq''/q'' (%)	h (kW/m ² °C)	δh (kW/m ² °C)	δh/ h (%)
1,7	4,92	0,29	5,97	971,87	112,97	11,62
2,4	9,80	0,42	4,27	1163,17	85,41	7,34
3	15,32	0,53	3,45	1537,18	84,73	5,51
3,4	19,67	0,60	3,07	1834,28	86,47	4,71
3,8	24,57	0,68	2,77	2219,43	91,33	4,12
4,2	30,02	0,76	2,53	2583,23	94,33	3,65
4,5	34,46	0,82	2,38	2869,33	96,66	3,37
4,9	40,86	0,90	2,21	3265,68	99,80	3,06
5,1	44,26	0,95	2,14	3487,88	101,91	2,92
5,4	49,63	1,01	2,04	3784,08	103,80	2,74
5,7	55,29	1,08	1,95	4103,83	106,17	2,59
5,9	59,24	1,12	1,90	4242,80	105,80	2,49
6,2	65,42	1,19	1,82	4521,36	107,04	2,37
6,4	69,71	1,24	1,78	4634,56	106,19	2,29

Tabela 20 - Incertezas experimentais para o HFE7100, obtidos da superfície rugosa com deposição de maguemita de 80nm de diâmetro.

U (V)	q'' (kW/m ²)	δq'' (kW/m ²)	δq''/q'' (%)	h (kW/m ² °C)	δh (kW/m ² °C)	δh/h (%)
1,70	4,83	0,29	5,97	764,24	89,45	11,70
2,40	9,62	0,41	4,27	796,13	58,82	7,39
3,00	15,03	0,52	3,45	1055,98	58,54	5,54
3,50	20,45	0,61	2,99	1410,79	64,51	4,57
3,90	25,40	0,69	2,71	1712,06	68,63	4,01
4,20	29,45	0,75	2,53	1970,01	72,29	3,67
4,60	35,33	0,83	2,34	2311,46	76,27	3,30
4,90	40,09	0,89	2,21	2588,77	79,47	3,07
5,20	45,15	0,95	2,10	2881,15	82,74	2,87
5,50	50,51	1,01	2,01	3165,34	85,46	2,70
5,70	54,25	1,06	1,95	3352,52	87,08	2,60
6,00	60,11	1,12	1,87	3663,30	90,09	2,46
6,20	64,18	1,17	1,82	3838,46	91,22	2,38
6,50	70,55	1,24	1,76	4158,30	94,13	2,26

APÊNDICE B

Produções realizadas durante o desenvolvimento da tese

B.1 - Artigos completos publicados em periódicos

Souza, R.R., Cardoso, E.M., Passos, J.C., “Influence of Nanoparticle size and Gap Size on Nucleate Boiling using HFE7100”. *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol.59, pp. 195-201,2014.

B.2 - Artigos completos publicados em anais de eventos

Souza, R.R., Cardoso, E.M., Passos, J.C., “Influence of nanoparticle size and gap size on nucleate boiling using HFE7100.” *8th World Conference on Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics, and Thermodynamics*, 2013, Lisboa. Portugal.

Machado, V.S., Souza, R.R., Cardoso, E.M., Passos, J.C., “Estudo da Ebulição Nucleada Confinada do HFE7100 em Substratos Lisos e Rugosos.” XIX Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica-CREEM, 2012, São Carlos/SP.

Souza, R.R., Cardoso, E.M., Passos, J.C., “Nucleate boiling of HFE7100 on nanostructured surfaces.” ENCIT2012 -14 th-Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering, 2012, Rio de Janeiro/RJ.

B.3 Artigos resumo publicados em anais de eventos.

Passarela, R.B.A., Souza, R.R., Passos, J.C., “Efeito das superfícies nanoestruturadas na ebulição nucleada confinada e não confinado do HFE7100.” Evento: 11º Sepex – Semana de Ensino, Pesquisa e Extensão da UFSC, 2012, Florianópolis/SC.